



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO JOÃO DEL REI
PRÓ-REITORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO

CENTRO FEDERAL DE EDUCAÇÃO TECNOLÓGICA DE MINAS
GERAIS – CEFET/MG

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA
ELÉTRICA



Universidade Federal
de São João del-Rei

Renan Campos Segantini

Comportamento de Malhas de Aterramento de Subestação de Energia frente a Descargas Atmosféricas: Ênfase na Avaliação de Técnicas de Melhoria do Desempenho Impulsivo por meio de Múltiplos Pontos de Injeção de Corrente

Belo Horizonte
2018



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO JOÃO DEL REI
PRÓ-REITORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO

CENTRO FEDERAL DE EDUCAÇÃO TECNOLÓGICA DE MINAS
GERAIS – CEFET/MG



Universidade Federal
de São João del-Rei

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

Comportamento de Malhas de Aterramento de Subestação de Energia frente a Descargas Atmosféricas: Ênfase na Avaliação de Técnicas de Melhoria do Desempenho Impulsivo por meio de Múltiplos Pontos de Injeção de Corrente

Renan Campos Segantini

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica em Associação Ampla entre o Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais e a Universidade de São João del-Rei, como requisito parcial para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica.

Área de Concentração: Sistemas Elétricos de Potência
Linha de Pesquisa: Eletromagnetismo Aplicado
Orientador: Prof. Dr. Rafael Silva Alípio

Belo Horizonte
2018

- S454c Segantini, Renan Campos
Comportamento de malhas de aterramento de subestação de energia frente a descargas atmosféricas: ênfase na avaliação de técnicas de melhoria do desempenho impulsivo por meio de múltiplos pontos de injeção de corrente / Renan Campos Segantini. – 2018.
viii, 44 f.: il., gráfs, tabs.
- Dissertação de mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica em associação ampla entre a UFSJ e o CEFET-MG.
- Orientador: Rafael Silva Alípio.
- Banca examinadora: Rafael Silva Alípio, Marco Aurélio de Oliveira Schroeder, Cláudia Rejane de Mesquita e Miguel de Brito Guimarães Neto.
- Dissertação (mestrado) – Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais.
1. Aterramento elétrico – Teses. 2. Energia elétrica – Teses. 3. Descargas atmosféricas – Teses. 4. Linhas elétricas – Transmissão – Teses. I. Alípio, Rafael Silva. II. Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais. III. Universidade Federal de São João Del-Rei. IV. Título.

CDD 621.31923



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO JOÃO DEL REI
PRÓ-REITORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO**

**CENTRO FEDERAL DE EDUCAÇÃO TECNOLÓGICA DE MINAS
GERAIS – CEFET/MG**

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA



Renan Campos Segantini

“Comportamento de Malhas de Aterramento de Subestação de Energia frente a Descargas Atmosféricas: Ênfase na Avaliação de Técnicas de Melhoria do Desempenho Impulsivo por meio de Múltiplos Pontos de Injeção de Corrente”

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica – Associação Ampla entre a Universidade Federal de São João Del-Rei e o Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais em 11 de Dezembro de 2018 como requisito parcial para obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica, aprovada pela Banca Examinadora constituída pelos professores:

Prof. Dr. Rafael Silva Alípio (Orientador)
Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais
Departamento de Engenharia Elétrica – (DEE)

Prof. Dr. Marco Aurélio de Oliveira Schroeder
Universidade Federal de São João del-Rei (UFSJ)
Departamento de Engenharia Elétrica – (DEPEL)

Profa. Dra. Cláudia Rejane de Mesquita
Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia de Minas Gerais
Campus Avançado Itabirito

Prof. Dr. Miguel de Brito Guimarães Neto
Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais
Departamento de Engenharia Elétrica – (DEE)

Agradecimentos

Primeiramente, agradeço à minha família: meu pai Stephenson, minha mãe Rosália, Yuki, minhas irmãs Renata e Verona e meu cunhado Luiz. Muito obrigado pela confiança e paciência. Agradeço à minha madrinha, Alexandrina, pela torcida e pelas inúmeras ajudas.

Especialmente, gostaria de agradecer ao meu orientador, Prof. Rafael Alípio. Foi uma honra ter sido orientado por ele, com tamanho entusiasmo, paciência e incentivo. Palavras não são suficientes para expressar minha gratidão. Experiências diversas tive graças ao Prof. Rafael mas, com certeza, ter participado do SIPDA (Simpósio Internacional de Proteção contra Descargas Atmosféricas) ficará na minha memória pra sempre.

Agradeço aos meus colegas e amigos do departamento de eletroeletrônica do CEFET-MG Campus Curvelo que, além de me servirem de inspiração, me apoiaram e me ajudaram a conciliar trabalho e estudo. Especialmente ao Prof. Ailton pelas longas conversas pela rodovia, onde inúmeras vezes desviou seu trajeto para me apoiar. Além de ter se tornado um grande amigo, me serve de exemplo como profissional e como pessoa. Assim como o Prof. Ailton, agradeço ao Prof. Emanuel que, mesmo de longe, torce pela minha prosperidade. Não posso deixar de agradecer também aos meus ex-alunos e alunas que me acolheram como um “velho amigo”, sempre respeitando e valorizando meu trabalho.

Gostaria de agradecer aos meus colegas de graduação e de pós-graduação, Jean Castro e Matheus Henrique, pelas inúmeras ajudas com as disciplinas do mestrado. Sem a vivência deles, seria muito mais difícil completar essa tarefa com sucesso. Devo também, um salve à Daiane e à Naiara pelo apoio no dia da defesa.

Devo agradecer aos meus colegas da CEMIG Cássio, Juliana e Ítalo que, desde quando estagiei na OM/PE, me incentivaram a continuar meus estudos. Graças a eles me interessei pelo sistema elétrico de potência. Tal fato me influenciou na escolha do tema relacionado a subestações de energia elétrica.

Agradeço aos meus colegas da CBTU que me incentivaram e me apoiaram nos momentos de tensão no serviço. Muitas vezes abriram mão de seus horários e trocaram de posto comigo para que eu pudesse continuar estudando.

Um agradecimento sincero às minhas amigas Ana Lúcia, Maria Clara e Carolina, que sempre perguntam: “Como tá o mestrado?”. Sempre se preocuparam comigo, perguntando e dando apoio.

À instituição através da qual obtenho esse título, só tenho a agradecer. Como aluno da graduação, do mestrado, e como professor substituto, já são quase dez anos em contato com o CEFET-MG. Agradeço também a todos os servidores (professores e técnicos) que dedicam o seu trabalho a esta instituição.

Por fim, agradeço a todos que tenham interesse em ler este trabalho. Espero que gostem da leitura e que esses resultados sejam úteis.

*“Quando o teu próprio trabalho te pareça impossível...
Quando a dificuldade e sofrimento te surjam a cada passo...
Quando te sintas à porta de extremo cansaço...
Levanta-te, trabalha e segue adiante.”*

Chico Xavier – Emmanuel

Sumário

Resumo.....	iv
Abstract	v
LISTA DE FIGURAS	vi
LISTA DE TABELAS	viii
1. Introdução.....	1
1.1. Considerações Básicas	1
1.2. Objetivos e Estrutura de Desenvolvimento da Dissertação.....	2
1.3. Contextualização	2
1.4. Publicações.....	3
1.5. Organização do texto.....	3
2. Desempenho e Comportamento Impulsivo de Malhas de Aterramento	4
2.1. Introdução	4
2.2. Parâmetros para Caracterização do Comportamento Impulsivo de Malhas de Aterramento	4
2.2.1. Definição de Impedância Harmônica de Aterramento	4
2.2.2. Definição de Comprimento Efetivo e Área Efetiva	5
2.2.3. Definição de Impedância Impulsiva.....	6
2.3. Técnicas Aplicadas à Melhoria do Desempenho Impulsivo de Malhas de Aterramento	7
2.4. Considerações Finais.....	12
3. Metodologia.....	14
3.1. Introdução	14
3.2. Modelagem do Solo	14
3.3. Modelagem Eletromagnética de Malhas de Subestação	15
3.3.1. Aspectos matemáticos básicos do Modelo Eletromagnético Híbrido (HEM).....	16
3.4. Simulação de malhas de aterramento no domínio do tempo a partir da matriz Y_g	19
3.5. Modelagem dos pulsos de corrente de descarga atmosférica	20
3.6. Considerações finais.....	22
4. Resultados.....	23
4.1. Introdução	23
4.2. Estudo de Caso	23
4.3. Impedância Harmônica	24
4.4. Elevação de Potencial no Aterramento (GPR) e Impedância Impulsiva (Z_p)	28
4.5. Múltiplos Pontos de Injeção	32
4.6. Conclusões	38
5. Conclusões e Propostas de Continuidade	40
Referências.....	42

Resumo

As malhas de aterramento, arranjo de eletrodos comumente utilizado em subestações de energia elétrica, que em geral assumem grandes dimensões, são projetadas segundo normas vigentes que levam em consideração apenas solicitações de baixa frequência. No entanto, essas malhas podem ser submetidas a correntes impulsivas advindas de descargas atmosféricas que incidem em cabos de blindagem de linhas próximas à subestação ou mesmo diretamente na subestação. Nesse caso, é importante a adoção de técnicas complementares ao projeto da malha para solicitações lentas, com o intuito de adequar o seu desempenho também a fenômenos impulsivos. *Este trabalho se dedica ao estudo do comportamento impulsivo de malhas de aterramento de subestação e à proposição de técnicas de melhoria do desempenho de tais malhas frente a correntes de descargas atmosféricas.* Utilizou-se uma modelagem computacional para malhas de aterramento que inclui a dependência da frequência dos parâmetros elétricos do solo, os fenômenos de propagação, os acoplamentos eletromagnéticos e, adicionalmente, que permite a injeção simultânea de corrente em distintos nós da malha. A partir da aplicação desse modelo, gera-se um extenso conjunto de resultados do comportamento impulsivo de uma malha típica de aterramento de subestação. De acordo com os resultados, o desempenho impulsivo da malha é sensivelmente influenciado pelo ponto de injeção de corrente: quanto maior a área efetiva no entorno do ponto de injeção, melhor é o desempenho impulsivo. Mostra-se que a distribuição da corrente de descarga por meio de múltiplas terminações de terra melhora de forma significativa o desempenho impulsivo da malha de aterramento.

Abstract

The grounding grids, arrangement of electrodes commonly used in electrical power substations, which generally assume large dimensions, are designed according to Standards which take into account only slow occurrences. However, such grounding grids can be subjected to impulse currents associated with lightning that might strike shielding wires of lines near the substation or even directly in the substation. In this case, it is important to adopt complementary techniques in order to improve the impulse performance of the grounding grid. *This work is dedicated to the study of the impulse behavior of substation grounding grids and the proposition of techniques to improve their impulse performance.* To this aim, a computational model for simulating grounding grids is developed, including the frequency dependence of electrical parameters of soil, propagation phenomena, electromagnetic couplings and, in addition, the possibility of simultaneous injection of current into distinct nodes of the grid. From the application of the developed model, an extensive set of results of the impulse behavior of a typical substation grounding grid is obtained. According to the results, the impulse performance of the grid strongly depends on the current injection point: the larger the effective area around the injection point, the better the impulse performance. It is shown that the distribution of the lightning current through multiple earth terminations significantly improves the impulse performance of the grounding grid.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Impedância harmônica, vista de diferentes pontos, de uma malha de aterramento de dimensões 80 m x 80 m, enterrada a uma profundidade de 0,8 m em um solo de resistividade $\rho_0 = 2000 \Omega m$. Esses resultados foram obtidos considerando metodologia de cálculo descrito no Capítulo 3 desta dissertação.	5
Figura 2.2 – Área efetiva de malha de aterramento vista por uma corrente impulsiva hipotética injetada no nó central.	6
Figura 2.3 - Área efetiva para diferentes pontos de injeção, considerando uma corrente impulsiva hipotética.	7
Figura 2.4 - Pontos de injeção considerados (dimensões em metros) – adaptado de [20].	9
Figura 2.5 - Malhas consideradas nas simulações (dimensões em metros) – adaptado de [20].	9
Figura 2.6 - Mudança da separação de condutores da malha (dimensões em metros) – adaptado de [20].	10
Figura 2.7 - Aumento do número de condutores da malha (dimensões em metros) – adaptado de [29].	11
Figura 2.8 - Hastes em torno do ponto de injeção – adaptado de [29].	11
Figura 3.1 – Fontes de corrente associadas a cada elemento do sistema de aterramento.	15
Figura 3.2 - Interação entre dois elementos do aterramento imersos em um meio caracterizado por σ, ε e μ , em uma dada frequência ω	16
Figura 3.3 - Ondas de correntes representativas de (a) primeiras descargas de retorno e (b) descargas subsequentes, associadas a descargas negativas descendentes medidas na Estação do Monte San Salvatore. Formas de onda obtidas como uma soma de funções Heidler, – adaptado de [54].	21
Figura 4.1 – Malha e nós analisados.	24
Figura 4.2 – Ajuste do modelo de polos e resíduos da matriz de admitância nodal de aterramento (dimensão 9x9), considerando a malha ilustrada na Figura 4.1 enterrada em um solo de $1000 \Omega m$	24
Figura 4.3 - Diagrama representativo das simulações feitas no ATP.	24
Figura 4.4 - Impedância harmônica de aterramento. Módulo à esquerda e fase à direita, para $\rho_0 = 100 \Omega m$	25
Figura 4.5 - Impedância harmônica de aterramento. Módulo à esquerda e fase à direita, para $\rho_0 = 300 \Omega m$	25
Figura 4.6 - Impedância harmônica de aterramento. Módulo à esquerda e fase à direita, para $\rho_0 = 500 \Omega m$	25
Figura 4.7 - Impedância harmônica de aterramento. Módulo à esquerda e fase à direita, para $\rho_0 = 1000 \Omega m$	26
Figura 4.8 - Impedância harmônica de aterramento. Módulo à esquerda e fase à direita, para $\rho_0 = 2000 \Omega m$	26
Figura 4.9 - Impedância harmônica de aterramento. Módulo à esquerda e fase à direita, para $\rho_0 = 3000 \Omega m$	26
Figura 4.10 - Característica divergente da corrente nos nós da malha.	27
Figura 4.11 - Redução relativa no valor de Z_p conforme mudança do ponto de injeção, à esquerda primeiras descargas e à direita descargas subsequentes.	29
Figura 4.12 - GPR para $\rho_0 = 100 \Omega m$, à esquerda primeiras descargas e à direita descargas subsequentes.	30

Figura 4.13 - GPR para $\rho_0 = 300 \Omega m$, à esquerda primeiras descargas e à direita descargas subsequentes.....	30
Figura 4.14 - GPR para $\rho_0 = 500 \Omega m$, à esquerda primeiras descargas e à direita descargas subsequentes.....	31
Figura 4.15 - GPR para $\rho_0 = 1000 \Omega m$, à esquerda primeiras descargas e à direita descargas subsequentes.....	31
Figura 4.16 - GPR para $\rho_0 = 2000 \Omega m$, à esquerda primeiras descargas e à direita descargas subsequentes.....	31
Figura 4.17 - GPR para $\rho_0 = 3000 \Omega m$, à esquerda primeiras descargas e à direita descargas subsequentes.....	32
Figura 4.18 - Redução relativa de Z_p para os casos 1 e 2, (a) primeiras descargas, (b) descargas subsequentes, para $\rho_0 = 100 \Omega m$	33
Figura 4.19 - Redução relativa de Z_p para os casos 1 e 2, (a) primeiras descargas, (b) descargas subsequentes, para $\rho_0 = 300 \Omega m$	33
Figura 4.20 - Redução relativa de Z_p para os casos 1 e 2, (a) primeiras descargas, (b) descargas subsequentes, para $\rho_0 = 500 \Omega m$	33
Figura 4.21 - Redução relativa de Z_p para os casos 1 e 2, (a) primeiras descargas, (b) descargas subsequentes, para $\rho_0 = 1000 \Omega m$	36
Figura 4.22 - - Redução relativa de Z_p para os casos 1 e 2, (a) primeiras descargas, (b) descargas subsequentes, para $\rho_0 = 2000 \Omega m$	36
Figura 4.23 - Redução relativa de Z_p para os casos 1 e 2, (a) primeiras descargas, (b) descargas subsequentes, para $\rho_0 = 3000 \Omega m$	36
Figura 4.24 – Efeito da saturação da malha para o caso 1, primeiras descargas e resistividade $\rho_0 = 500 \Omega m$	37

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 - Caracterização do solo considerado nas simulações de Zhang e colaboradores [29].	10
Tabela 3.1 - Parâmetros das funções de Heidler para representação de primeiras descargas no MSS.....	21
Tabela 3.2 – Parâmetros das funções de Heidler para representação de descargas subsequentes no MSS.	21
Tabela 4.1 - Impedância Impulsiva de Aterramento para resistividades 100 Ωm , 300 Ωm , 500 Ωm , 1000 Ωm , 2000 Ωm e 3000 Ωm , vista dos pontos 1, 2 e 5 (quina, lateral e centro da malha respectivamente), para primeiras descargas e subsequentes.	28
Tabela 4.2 - Sequência de pontos de injeção.....	33

1. Introdução

1.1. Considerações Básicas

Os aterramentos elétricos possuem papel fundamental no desempenho de subestações elétricas, sobretudo quando estas são submetidas a faltas e fenômenos transitórios [1], [2], [3] e [4]. Em linhas gerais, a função do aterramento é prover um caminho de baixa impedância para o fluxo da corrente de falta em direção ao solo e, também, garantir uma distribuição suave de potenciais elétricos no nível do solo nas vizinhanças do aterramento, devido à questão de segurança de seres vivos e proteção de equipamentos.

Normalmente, o projeto de malhas de aterramento de subestações é desenvolvido tendo-se em conta apenas solicitações lentas (curtos-circuitos) [5]. Nesse caso, algumas hipóteses simplificadoras, porém fisicamente consistentes, podem ser adotadas para a modelagem do aterramento. Em função da frequência representativa baixa, os efeitos de propagação não são relevantes e, adicionalmente, os efeitos reativos, capacitivo e indutivo, podem ser desprezados [6]. Considerando tais hipóteses, pode-se assumir que os eletrodos estão todos em um mesmo potencial elétrico, o que permite empregar o tradicional método do potencial constante para modelagem do aterramento em baixas frequências [7].

A literatura técnica possui um grande número de referências que descrevem a utilização do método do potencial constante para solução do problema clássico de projeto de malhas de aterramento de subestações (vide a extensa lista de referências do documento [8]). A aplicação sistemática desse método permitiu o estabelecimento de técnicas eficientes para o projeto de malhas submetidas a fenômenos de baixas frequência.

Por outro lado, as malhas de subestações de energia podem ser submetidas a correntes de descargas atmosféricas, por exemplo, advindas de cabos de blindagem de linhas próximas ou mesmo em decorrência de uma incidência direta na própria subestação. Quando submetido a correntes advindas da incidência de descargas atmosféricas, o aterramento apresenta comportamento singular e, na maior parte das situações, bastante distinto daquele observado frente a correntes de baixa frequência [3]. Em decorrência do formato impulsivo da corrente de descarga, ela apresenta um amplo conteúdo de frequências, desde c.c. até alguns MHz. Desse modo, as hipóteses simplificadoras adotadas no caso de ocorrências de baixa frequência deixam de ser válidas. Em particular, os fenômenos de propagação e os efeitos capacitivo e indutivo se tornam relevantes. Adicionalmente, é importante a caracterização do comportamento do solo nas condições a que fica submetido durante o fluxo de correntes de descargas atmosféricas. Em especial, no caso de malhas de subestações, é importante a consideração do fenômeno da dependência da frequência da resistividade e permissividade elétricas [4].

No caso em que a malha de aterramento é submetida a correntes de descargas atmosféricas, é importante a implantação de medidas complementares ao projeto original (para solicitações lentas), com o intuito de melhorar e/ou adequar o desempenho da malha a solicitações impulsivas. Note-se, no entanto, que é tarefa complexa a consideração simultânea de todos os aspectos importantes mencionados anteriormente na modelagem do comportamento transitório de malhas de aterramento. Nesse contexto, há uma ausência de trabalhos na literatura de resultados sistemáticos, e fisicamente consistentes, do comportamento transitório de malhas, que possam subsidiar os engenheiros na definição de técnicas que permitam melhorar o seu desempenho impulsivo. É importante mencionar

que existe uma quantidade razoável de trabalhos na literatura que abordam o tema *comportamento impulsivo de malhas de aterramento* [9]-[27]; contudo, é muito reduzido o número de trabalhos que abordam especificamente a definição de técnicas para melhoria do desempenho impulsivo de malhas de aterramento. Dentre estes últimos, algumas hipóteses adotadas fragilizam os resultados, por exemplo: desconsideração da dependência da frequência dos parâmetros do solo com a frequência e utilização de ondas de corrente não representativas de descargas reais.

Tendo-se em conta esses comentários iniciais, esta dissertação de mestrado pretende apresentar uma contribuição ao tema “*comportamento de malhas de aterramento de subestação de energia frente a descargas atmosféricas*” com ênfase na avaliação de técnicas de melhoria do desempenho impulsivo. Em particular, pretende-se apresentar um extenso conjunto de resultados de simulação do comportamento impulsivo de grandes malhas de subestação, utilizando uma modelagem fisicamente consistente. Espera-se que esse conjunto de resultados possa ser utilizado como uma referência confiável para a definição de técnicas complementares ao tradicional projeto de malhas de aterramento, com o intuito de melhorar o seu comportamento frente a descargas atmosféricas.

1.2. Estrutura de Desenvolvimento da Dissertação

Para alcançar o objetivo citado na seção anterior, este trabalho está estruturado nas seguintes etapas:

- Obtenção de um modelo fisicamente consistente de grandes malhas de aterramento, que incorpore os fenômenos de propagação, os efeitos capacitivo e indutivo, os acoplamentos eletromagnéticos e que permita a injeção simultânea de corrente em múltiplos nós da malha.
- Aplicação sistemática do modelo para obtenção de um extenso conjunto de resultados de simulação do comportamento transitório de uma malha típica de aterramento de subestação, considerando diferentes valores de resistividade e a aplicação de ondas de corrente representativas de primeiras descargas de retorno e descargas subsequentes (descendentes negativas)
- Avaliação e definição, a partir do extenso conjunto de resultados obtidos, de técnicas de engenharia para melhoria do desempenho impulsivo de grandes malhas de aterramento.

1.3. Contextualização

A presente dissertação de mestrado está inserida no projeto de pesquisa intitulado “Modelagem de sistemas elétricos com a consideração simultânea de elementos e fenômenos dependentes do tempo e da frequência”, financiado pela FAPEMIG¹ (TEC-AP-02017-16) e coordenado pelo orientador deste trabalho. O projeto mencionado aborda a modelagem híbrida de sistemas elétricos incluindo simultaneamente elementos e/ou fenômenos dependentes do tempo (por exemplo, dispositivos para-raios) e da frequência

¹ FAPEMIG – Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de Minas Gerais.

(por exemplo, sistemas de aterramento), com a finalidade de avaliar de forma rigorosa o desempenho de sistemas elétricos frente a descargas atmosféricas. Esta dissertação de mestrado constitui um dos produtos do projeto de pesquisa supracitado.

1.4. Publicações

As seguintes publicações são resultado direto ou indireto dos desenvolvimentos desta dissertação:

- i) R. Alipio, **R.C. Segantini**, and S. Visacro, "Impact of Multiple Earthing Connections of the LPS on the Lightning Efficiency of Substation Grounding Grids," in Proc. of XIV International Symposium on Lightning Protection (SIPDA 2017), 2017.
- ii) R. Alipio and **R.C. Segantini**, "Electromagnetic disturbances propagation along a grounding grid subjected to lightning currents," *Przegląd Elektrotechniczny*, No/VOL: 02/2018, pp. 5-8, 2018.
- iii) R. Alipio and **R.C. Segantini**, "Electromagnetic disturbances propagation along a grounding grid subjected to lightning currents," in Proc. of XXIV International Conference on Electromagnetic Disturbances, 2017.

1.5. Organização do texto

Este trabalho está organizado em cinco capítulos, incluindo este de introdução.

No capítulo 2 são apresentados conceitos básicos relativos ao comportamento impulsivo de malhas de aterramento e uma breve revisão bibliográfica de trabalhos da literatura que analisam técnicas de melhoria no desempenho de malhas de aterramento frente às descargas atmosféricas.

No Capítulo 3 é detalhada a modelagem obtida neste trabalho para avaliação da resposta transitória de malhas de aterramento. Também, apresenta-se a modelagem adotada para o solo e para os sinais de corrente aplicados à malha.

No capítulo 4 é apresentado um extenso conjunto de resultados do comportamento impulsivo de uma malha típica de aterramento de subestação em termos de: impedância harmônica, elevação de potencial no aterramento e impedância impulsiva. Neste capítulo são destacadas técnicas que permitem melhorar bastante o desempenho impulsivo de grandes malhas de aterramento.

No capítulo 5 estão destacadas as principais realizações desse trabalho e propostas de continuidade.

2. Desempenho e Comportamento Impulsivo de Malhas de Aterramento

2.1. Introdução

Quando um sistema de aterramento é submetido a uma corrente em frequência industrial (considerada baixa frequência), seu comportamento assume uma característica puramente resistiva. Isso não ocorre quando tal sistema é submetido a correntes de descargas atmosféricas. A corrente associada às descargas atmosféricas apresenta formato impulsivo, com um rápido crescimento em seus instantes iniciais, seguido de uma variação mais lenta após ter atingido o seu valor de pico (usualmente na faixa de dezenas de kA). Em função desse formato impulsivo, tal corrente apresenta um espectro representativo de frequências que vai desde 0 Hz até alguns MHz. Nessa faixa de frequências, os efeitos capacitivo e indutivo, além dos efeitos de propagação, tornam-se relevantes para a análise do comportamento do sistema de aterramento [3], [26], [27].

Tendo em conta esses comentários iniciais, o objetivo deste capítulo é apresentar uma descrição sucinta dos conceitos básicos associados ao comportamento de sistemas de aterramento frente a descargas atmosféricas, com ênfase no desempenho de malhas de aterramento.

2.2. Parâmetros para Caracterização do Comportamento Impulsivo de Malhas de Aterramento

Conforme mencionado na introdução deste capítulo, quando submetido a correntes de descargas atmosféricas, o sistema de aterramento apresenta comportamento bastante particular e, na maior parte das vezes, distinto daquele observado frente a fenômenos de baixa frequência. Nesse sentido, é importante a definição de parâmetros que permitam caracterizar o comportamento impulsivo de aterramentos elétricos. Esses parâmetros são descritos nesta seção.

2.2.1. Definição de Impedância Harmônica de Aterramento

Quando se leva em conta fenômenos do tipo descarga atmosférica, dada a natureza impulsiva da corrente de retorno associada, tem-se um sinal injetado no aterramento que possui um amplo espectro de frequências, que vai desde 0 Hz até alguns MHz. Ao longo dessa faixa de frequências, os efeitos capacitivos, indutivos e de propagação influenciam o comportamento do aterramento, sendo o grau dessa influência dependente da frequência. Nesse contexto, o comportamento eletromagnético do aterramento deve ser rigorosamente representado por meio de uma impedância [1],[2],[3] e [26].

A impedância harmônica de aterramento $Z(j\omega)$ é definida como a razão entre os fasores da elevação de potencial em relação ao infinito $V(j\omega)$ e da corrente injetada $I(j\omega)$ para uma dada frequência, ou seja:

$$Z(j\omega) = \frac{V(j\omega)}{I(j\omega)} \quad (2.1).$$

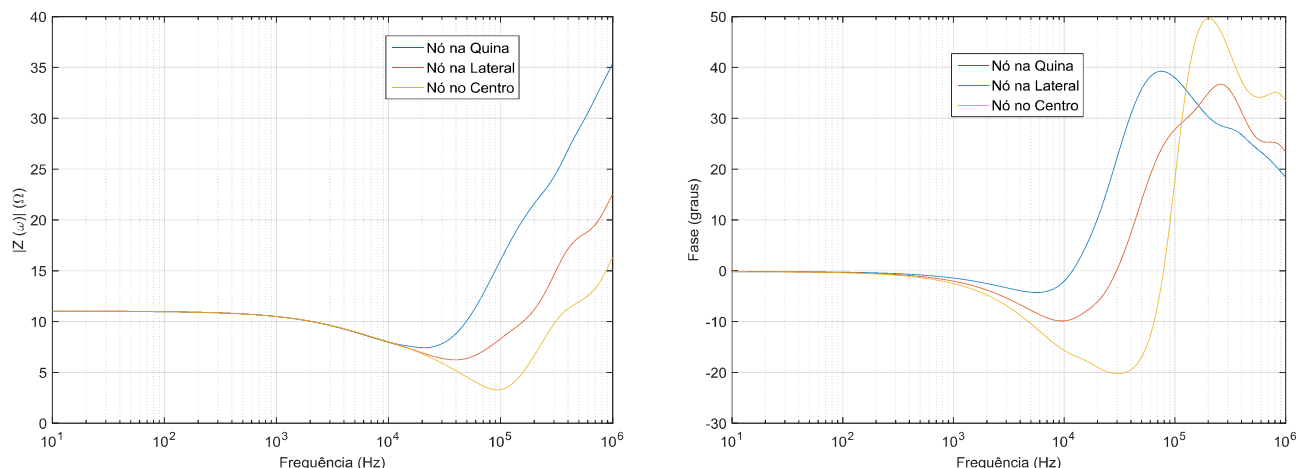


Figura 2.1 - Impedância harmônica, vista de diferentes pontos, de uma malha de aterramento de dimensões 80 m x 80 m, ilustrada na Figura 2.3, enterrada a uma profundidade de 0,8 m em um solo de resistividade $\rho_0 = 2000 \Omega m$. Esses resultados foram obtidos considerando a metodologia de cálculo descrita no Capítulo 3 desta dissertação.

A Figura 2.1 ilustra a impedância harmônica vista de 3 pontos diferentes de uma malha de aterramento de 80 m x 80 m, enterrada a uma profundidade de 0,8 m, em um solo de resistividade de baixa frequência de $2000 \Omega m$. A figura ilustra a mudança no comportamento da malha conforme a frequência varia. O efeito capacitivo começa a ficar relevante após cerca 2 kHz, o que pode ser inferido pela redução no módulo da impedância e pelo valor negativo do ângulo de fase. Os efeitos indutivos se tornam relevantes na faixa de dezenas ou centenas de kHz, levando a um aumento do módulo e do ângulo de fase da impedância.

2.2.2. Definição de Comprimento Efetivo e Área Efetiva

Como mencionado anteriormente, os efeitos de propagação se tornam relevantes na faixa de frequências associada às descargas atmosféricas, o que provoca uma atenuação dos sinais de corrente e tensão que se propagam no aterramento. Em [3], Visacro menciona que o comportamento pode ser comparado ao de uma linha de transmissão imersa em um meio com perdas. Devido às perdas do meio, os sinais são atenuados à medida que se propagam através do eletrodo; em particular, a onda de corrente é atenuada à medida que se propaga a partir do ponto de injeção. Como as correntes de descargas atmosféricas são compostas por vários componentes de frequência, cada componente se propaga com velocidade diferente e possui atenuação diferente. Devido ao efeito de atenuação, a corrente que se dissipa para o solo através do aterramento apresenta uma distribuição não uniforme ao longo dos eletrodos, nos primeiros microssegundos do transitório (que estão, justamente, associados à frente de onda, que apresenta os componentes de frequência mais elevada). A densidade de corrente diminui ao longo do eletrodo e, a partir de certo comprimento limite, tal densidade se torna tão pequena que o comprimento adicional de eletrodo basicamente não contribui para dispersão de corrente. Isso significa que aumentar o comprimento do eletrodo a partir desse comprimento limite não leva a uma redução da impedância de aterramento vista pelos componentes de altas frequências da corrente. Aparentemente, Gupta e Thapar [1], [2] foram os que primeiro discutiram esse fenômeno e definiram tal comprimento como “comprimento efetivo” (L_{ef}). O conceito de comprimento efetivo é um dos mais importantes para a compreensão do comportamento de aterramentos frente

a fenômenos impulsivos e um bom projeto do aterramento para solicitações desse tipo envolve um amplo conhecimento dessa grandeza. O comprimento efetivo diminui com o aumento da condutividade e da frequência, uma vez que os efeitos de atenuação aumentam com esses dois parâmetros.

Especificamente no caso de malhas de aterramento, uma maneira de se avaliar os efeitos de propagação associados ao comprimento efetivo é considerar, a partir do ponto de injeção, uma circunferência com raio de valor igual ao do comprimento efetivo. Assim, é mais intuitivo pensar que, no caso de malhas, existe uma “área efetiva”. A Figura 2.2 mostra a área efetiva em uma malha de aterramento, quando se considera um ponto de injeção no centro (ponto B).

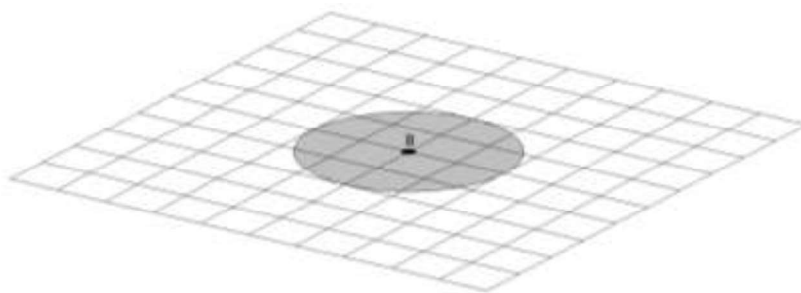


Figura 2.2 – Área efetiva de malha de aterramento vista por uma corrente impulsiva hipotética injetada no nó central.

2.2.3. Definição de Impedância Impulsiva

No intuito de obter representações compactas do aterramento e que contemplem de forma aproximada o seu comportamento impulsivo, utiliza-se o conceito de impedância impulsiva de aterramento (Z_p) [1] [2], [26]. A impedância impulsiva é definida, no domínio do tempo, pela relação entre os valores de pico da elevação de potencial no ponto de injeção (V_p) e da corrente injetada (I_p), ou seja:

$$Z_p = V_p / I_p \quad (2.2).$$

Em seu trabalho, Borges [28], menciona que, embora a impedância impulsiva não descreva a resposta em frequência do aterramento tal como a impedância harmônica, ela encerra algumas características interessantes, dentre as quais merece destaque:

- Depende do sinal de corrente injetado, principalmente de seu tempo de subida; isto é, a impedância impulsiva sofre influência do conteúdo de frequência do sinal de corrente injetado;
- Permite estimar o valor de pico da elevação de potencial desenvolvida no ponto de injeção de corrente (basta multiplicar a impedância impulsiva pelo valor de pico da corrente injetada);
- Corresponde a um número real puro, o que facilita a sua inclusão direta em plataformas de cálculo de transitórios do tipo ATP/EMTP.

Além dessas características interessantes, a impedância impulsiva depende do ponto de injeção de corrente; portanto, contempla de forma aproximada o efeito de propagação nos eletrodos de aterramento, que leva ao conceito de comprimento efetivo. De fato, de acordo com o que foi discutido na subseção anterior, é de se esperar que o valor da impedância impulsiva dependa da posição do ponto de injeção. Isso acontece porque, dependendo do ponto de injeção, a área efetiva “vista” pela corrente é modificada. Com a mudança da área efetiva, a impedância impulsiva varia. A Figura 2.3 mostra como seria a área efetiva, considerando uma corrente impulsiva hipotética, caso fossem considerados outros pontos de injeção diferentes do ponto central.

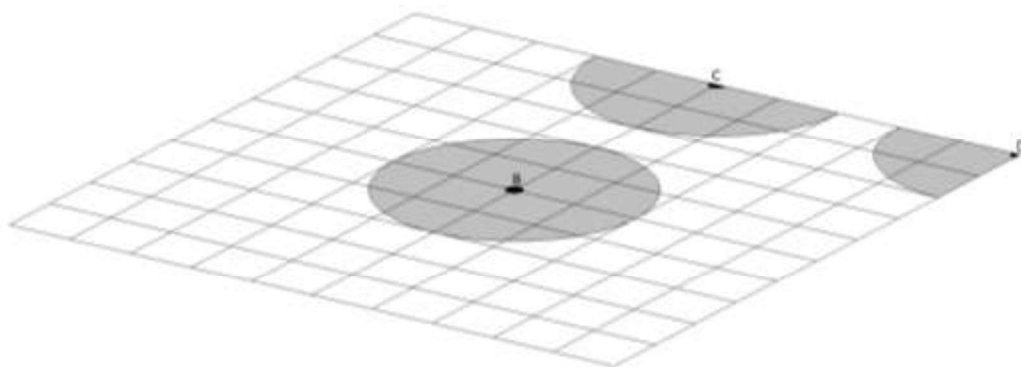


Figura 2.3 - Área efetiva para diferentes pontos de injeção, considerando uma corrente impulsiva hipotética.

É possível perceber que, quando o ponto de injeção é no ponto C ou no ponto D, a área efetivamente aproveitada para dispersão da corrente, considerando os componentes de alta frequência da corrente, ou seja, durante os primeiros microssegundos do transitório, é menor em relação ao ponto B. Assim, considerando esses pontos de injeção, tem-se $Z_{PB} < Z_{PC} < Z_{PD}$, sendo Z_{PB} , Z_{PC} e Z_{PD} as impedâncias impulsivas vistas, respectivamente, dos pontos B, C e D.

2.3. Técnicas Aplicadas à Melhoria do Desempenho Impulsivo de Malhas de Aterramento

Em projetos de malhas de aterramento de subestações, busca-se atender, principalmente, aspectos de segurança, limitando as tensões de toque e de passo a patamares seguros. Sendo assim, as malhas das subestações são projetadas conforme o tamanho da subestação a fim de garantir a segurança em todo o seu perímetro. Vale mencionar que, usualmente, o projeto de malhas de aterramento de subestações contempla apenas fenômenos de baixa frequência (curtos-circuitos). Ainda, é importante lembrar que a norma brasileira ABNT NBR 15751, que trata dos requisitos dos sistemas de aterramento de subestações, deixa claro em seu escopo que “especifica os requisitos para dimensionamento do sistema de aterramento de subestações de energia elétrica, acima de 1 kV, quando sujeitos a solicitações em *frequência industrial*”.

Uma malha de aterramento de subestação pode, no entanto, ser submetida a correntes advindas de descargas atmosféricas, considerando três situações principais. A primeira corresponde a uma incidência direta no sistema de proteção contra descargas atmosféricas da própria subestação. Uma segunda situação corresponde à incidência de uma descarga nos cabos de blindagem da linha de transmissão em algum vão próximo à entrada da subestação. Uma terceira possibilidade envolve falha na blindagem da linha.

Em todas as situações, uma parcela considerável da corrente impulsiva pode ser injetada na malha de aterramento da subestação. Nesses casos, é importante o conhecimento do comportamento da malha não apenas em baixas frequências, mas também frente a fenômenos transitórios.

Normalmente, as malhas de aterramento de subestação cobrem uma grande área. Assim, dependendo da resistividade do solo e das características do sinal impulsivo de corrente, a área efetiva em torno do ponto de injeção pode ser menor do que o próprio tamanho da malha. Se técnicas complementares não forem consideradas, a malha não é totalmente aproveitada levando em conta solicitações do tipo descarga atmosférica. Em termos práticos, o desempenho impulsivo da malha pode ser muito inferior ao seu desempenho frente a fenômenos de baixa frequência.

Após uma ampla revisão bibliográfica, encontrou-se um número razoável de trabalhos que avaliam o comportamento de malhas de aterramento frente a correntes impulsivas [9]-[27]. No entanto, é muito reduzido o número de trabalhos que abordam especificamente a investigação de técnicas para melhoria do desempenho impulsivo de malhas de aterramento. Tendo em conta o objetivo principal deste trabalho, que corresponde justamente a investigação de tais técnicas, apresenta-se a seguir os principais trabalhos com contribuições nesse tema.

Em [20], com o objetivo de melhor compreender o comportamento impulsivo de malhas de aterramento de subestações, Grcev e Heimbach apresentam simulações computacionais de várias configurações diferentes de malhas de aterramento com dimensões típicas de subestações. Os autores analisam como a resistividade do solo, a localização do ponto de injeção de corrente, o tamanho da malha e a dimensão dos reticulados (*meshes*) podem influenciar em parâmetros como o GPR (*Ground Potential Rise* – Elevação de Potencial do Aterramento) e a impedância harmônica de aterramento.

Para avaliar como o valor de resistividade do solo influencia na resposta da malha frente a correntes impulsivas, os autores calculam a impedância harmônica para $\rho_0 = 100 \Omega m$ e $\rho_0 = 1000 \Omega m$. Segundo os resultados, o módulo da impedância harmônica da malha para $\rho_0 = 1000 \Omega m$ é aproximadamente 10 vezes maior do que o módulo da impedância para $\rho_0 = 100 \Omega m$, para baixas frequências. Para frequências mais altas, essa diferença diminuiu.

Com o intuito de avaliar a influência da localização do ponto de injeção de corrente no cálculo de $Z(j\omega)$, os autores consideraram dois pontos de injeção distintos, um na quina da malha e outro no centro, como ilustrado na Figura 2.4. Os resultados mostram que, na faixa superior do espectro e para ambas as resistividades (100 e 1000 Ωm) o módulo da impedância vista do ponto de injeção no canto é aproximadamente 2 vezes maior do que o módulo da impedância para injeção no centro.

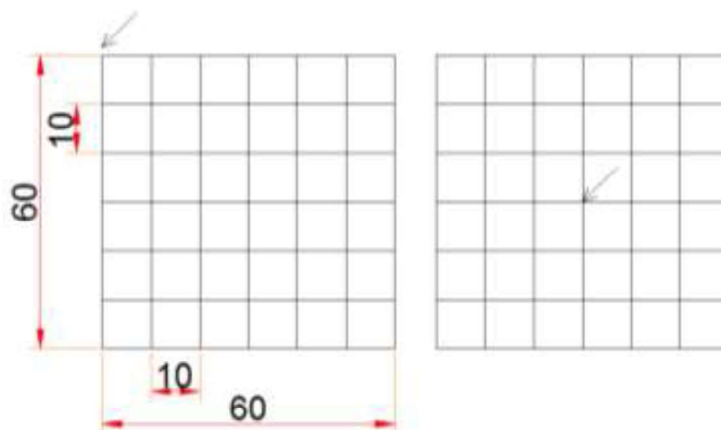


Figura 2.4 - Pontos de injeção considerados (dimensões em metros) – adaptado de [20].

Para avaliar a influência do tamanho da malha, consideram-se 5 dimensões diferentes, como ilustrado na Figura 2.5, injeção na quinta da malha e solo de $1000 \Omega m$. Os resultados mostram que o tamanho da malha tem maior influência na faixa de baixas frequências, sendo que malhas maiores apresentam menor resistência de aterramento (R_{LF}). A malha de $120 m \times 120 m$ apresentou $R_{LF} = 4 \Omega$ enquanto a malha de $10 m \times 10 m$ apresentou $R_{LF} = 52 \Omega$. Em altas frequências, o comportamento das malhas é similar e o módulo da impedância para todos os casos tende a valores próximos. Acima de 1 MHz, o módulo das impedâncias tenderam à 80Ω . Segundo os autores, “claramente, a área efetiva das malhas é menor para frequências mais altas”. Para injeção de uma corrente impulsiva, o valor de pico do GPR praticamente não é modificado para malhas maiores que $20 m \times 20 m$. Isso indica que, para o solo e onda de corrente injetada, a área efetiva é da ordem de $20 \times 20 m^2$.

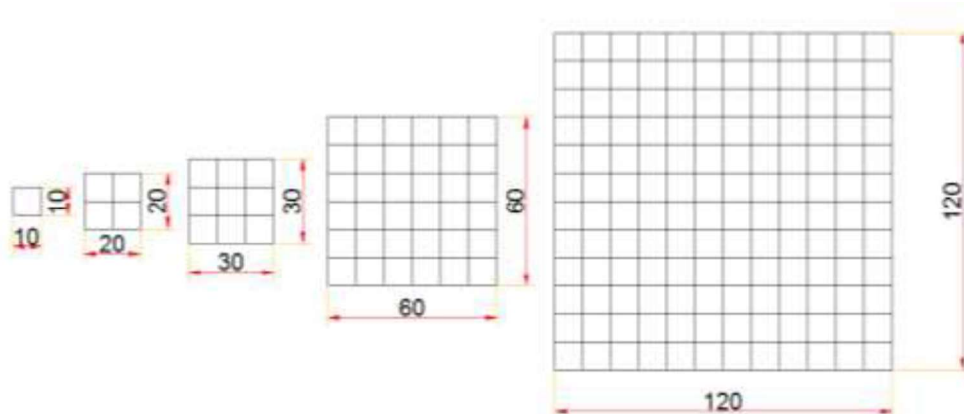


Figura 2.5 - Malhas consideradas nas simulações (dimensões em metros) – adaptado de [20].

Finalmente, os autores analisaram a influência da dimensão dos reticulados (*meshes*) da malha no desempenho impulsivo. São consideradas 5 malhas, em solo de $1000 \Omega m$, com diferentes dimensões de reticulados, incluindo um arranjo com reticulados menores próximo ao ponto de injeção de corrente (quina superior esquerda da malha), conforme ilustrado na Figura 2.6. Os resultados mostram que a redução da dimensão dos reticulados tem pouca influência nos valores de GPR ao longo da cauda, uma vez que a resposta de baixa frequência (resistência de aterramento, R_{LF}) é basicamente definida pela

área total coberta pela malha (associada ao seu perímetro). Os valores obtidos de R_{LF} foram de aproximadamente 10Ω . Por outro lado, o valor de pico do GPR sofre influência, diminuindo à medida que se reduzem as dimensões do reticulado. A maior redução é observada no caso do arranjo GS124, em que a área dos reticulados próximos ao ponto de injeção é bem inferior à área efetiva da malha. O GPR de GS124 foi 50% menor em relação ao caso GS4.

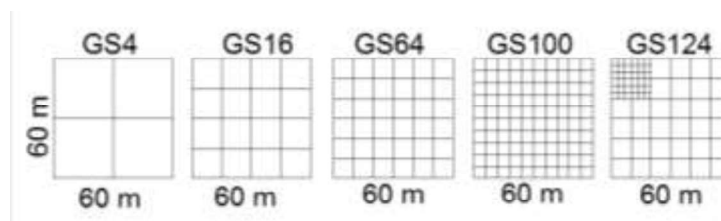


Figura 2.6 - Mudança da separação de condutores da malha (dimensões em metros) – adaptado de [20].

Em síntese, Grcev e Heimbach concluem que, além da resistividade do solo, o fator que mais influencia no desempenho impulsivo de malhas de aterramento é a localização do ponto de injeção de corrente. Sugerem, ainda, que técnicas de melhoria do desempenho impulsivo de grandes malhas devem se concentrar nas proximidades do ponto de injeção (por exemplo, aumento da densidade de eletrodos com a redução da área dos *meshes*). As principais fragilidades deste trabalho, e que podem comprometer a representatividade dos resultados obtidos, são: i) não consideração de ondas representativas de descargas reais²; ii) avaliação de um número limitado de resistividades, o que dificulta a generalização e a utilização dos resultados por engenheiros da indústria; iii) desconconsideração da dependência da frequência dos parâmetros elétricos do solo.

Recentemente, Zhang e colaboradores [29] apresentaram uma avaliação de possíveis intervenções em uma malha de aterramento com o intuito de melhorar o seu desempenho transitório. Considera-se uma malha de 100 m x 100 m, reticulados iniciais de 10 m x 10 m, enterrada a 0,8 m de profundidade em um solo com características descritas na Tabela 2.1. Em todos os casos avaliados, a injeção de corrente é feita no centro da malha. Dois tipos de intervenções são avaliados: redução da área dos reticulados no entorno do ponto de injeção de corrente ou distribuição de hastes, também no entorno do ponto de injeção. Os resultados obtidos para cada caso são descritos a seguir.

Tabela 2.1 - Caracterização do solo considerado nas simulações de Zhang e colaboradores [29].

Camada Número	Espessura (m)	Resistividade (Ωm)
1	0,84	88,1
2	2,89	807,6
3	∞	213,0

Na primeira intervenção, reduz-se a área dos reticulados compreendidos em uma área de 40 m x 40 m no entorno do centro da malha (ponto de injeção de corrente). Em um caso, os reticulados são reduzidos para 5 m x 5 m e em outro caso para 2 m x 2 m. A Figura 2.7 ilustra os dois casos descritos. De acordo com os resultados, embora não seja

² As ondas de correntes de primeiras descargas atmosféricas reais apresentam natureza côncava na frente e derivada máxima próxima ao valor de pico. As curvas utilizadas em [20] e [29] não contemplam essas características. Apenas no caso de descargas subsequentes, as formas de onda são mais suaves e se aproximam daquelas empregadas no trabalho supracitado.

observada redução do GPR ao longo de sua cauda, há uma redução do valor de pico, que é tão mais expressiva quanto menor a dimensão dos *meshes*. O GPR para o caso com reticulados menores, foi de 75% do GPR para os reticulados maiores. Esse resultado se assemelha ao obtido anteriormente por Grcev e Heimbach.

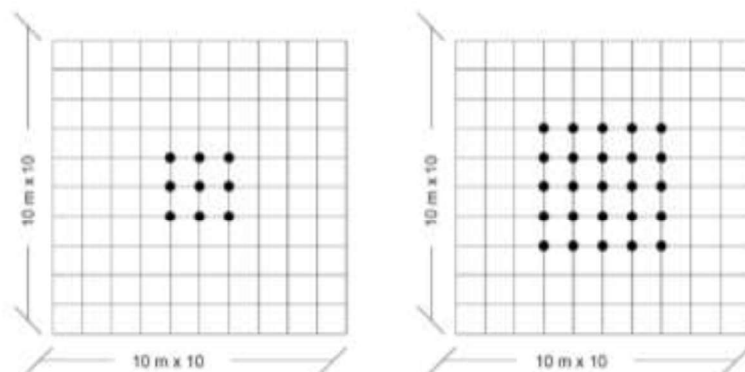


Figura 2.7 - Aumento do número de condutores da malha (dimensões em metros) – adaptado de [29].

No segundo tipo de intervenção proposta pelos autores, considera-se a distribuição de hastes de aterramento no entorno do ponto de injeção (centro da malha). Em um caso, são distribuídas uniformemente 9 hastes localizadas no nó central e nos nós adjacentes; no outro caso, são utilizadas 25 hastes, também uniformemente distribuídas ao redor do ponto de injeção de corrente. Em ambos os casos, as hastes possuem 2,5 m de comprimento. A Figura 2.8 ilustra os dois casos descritos. De acordo com os resultados, para ambos os casos, basicamente não se observa redução do GPR. Segundo os autores, isso ocorre porque as hastes são curtas e, como a segunda camada apresenta resistividade bem superior à primeira, a efetividade das hastes é baixa. Em uma variação dessa intervenção, consideram-se o caso de 9 hastes, porém variando o comprimento das hastes de 5 a 20 m. Nesse caso, são observadas reduções no GPR com o aumento do comprimento das hastes, embora as reduções não sejam tão significativas como no caso de redução das dimensões do *meshes* no entorno do ponto de injeção.

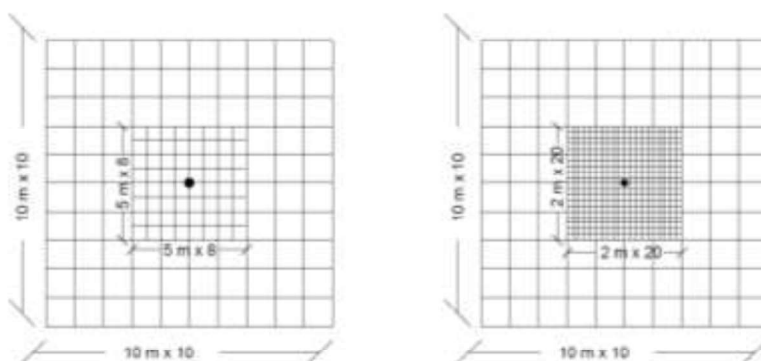


Figura 2.8 - Hastes em torno do ponto de injeção – adaptado de [29].

Em síntese, Zhang e colaboradores concluem que as técnicas de melhoria do desempenho de malhas de aterramento devem se concentrar no entorno do ponto de injeção. Adicionalmente, e considerando o caso específico analisado no artigo, concluem que o aumento da densidade de eletrodos (redução da área dos *meshes*) no entorno do

ponto de injeção é mais efetivo do que o uso de hastes de aterramento. As principais fragilidades deste trabalho são: i) não consideração de ondas representativas de descargas reais; ii) avaliação de uma única estrutura de solo, o que particulariza fortemente as conclusões obtidas, além de dificultar o uso dos resultados por engenheiros da indústria; iii) desconsideração da dependência da frequência dos parâmetros elétricos do solo. Devido a distribuição não uniforme de potencial na malha quando submetida a fenômenos impulsivos, correntes de loop podem circular em cabos de comunicação de equipamentos no pátio e seu painel de comando. Tal fenômeno pode causar mal funcionamento dos equipamentos. Embora não seja esse o objetivo do trabalho, para informações complementares sobre o tema, consultar as referências [30] e [31].

2.4. Considerações Finais

Apresentaram-se neste capítulo, de forma sucinta, os principais conceitos associados ao comportamento transitório de aterramentos elétricos, com ênfase em malhas de subestação. Foram definidos os principais parâmetros que caracterizam o comportamento impulsivo de malhas de aterramento, quais sejam, GPR, impedância harmônica, impedância impulsiva e área efetiva. Adicionalmente, foi apresentada uma revisão bibliográfica de trabalhos que investigam técnicas para melhoria do desempenho impulsivo de malhas de subestações. Embora utilizem abordagens distintas, os trabalhos analisados apresentam uma conclusão comum: as técnicas de melhoria do desempenho impulsivo de malhas devem se concentrar no entorno do ponto de injeção de corrente. Em relação aos aspectos mencionados no parágrafo anterior, como o trabalho foca na melhoria do comportamento de malhas frente a descargas, não se mencionou a elevação de potencial no solo nesses casos, apesar da enorme importância do estudo de tal conceito para a sobrevivência de operadores e pessoas no pátio da subestação.

As intervenções em malhas de aterramento, com o intuito de melhorar o seu desempenho frente a correntes impulsivas, devem ser feitas no entorno do ponto de injeção em decorrência da forte atenuação à qual a corrente é submetida. Isso significa que, a partir do ponto de injeção, a corrente é atenuada e, portanto, depois de certo ponto qualquer intervenção na malha não é “enxergada” pela corrente. Em particular, as intervenções devem se concentrar na região definida pela área efetiva no entorno do ponto de injeção.

As técnicas de melhoria de desempenho impulsivo de malhas abordadas na literatura correspondem basicamente ao aumento da densidade de eletrodos nas proximidades do ponto de injeção, seja pela redução da área dos *meshes*, seja pelo uso de hastes. Embora seja observada uma melhoria do desempenho impulsivo da malha utilizando-se essas técnicas, vale mencionar que o aumento excessivo da densidade de eletrodos pode ser pouco eficiente, dado o acentuado aumento do efeito mútuo entre os eletrodos. Tal solução pode também não ser viável do ponto de vista orçamentário.

Considerando dimensões típicas de subestações de energia, é muito comum que a área total coberta pela malha de aterramento seja superior à área efetiva, independentemente do ponto de injeção de corrente. Isso significa que, assumindo-se um único ponto de injeção de corrente, parte da malha de aterramento não é efetivamente utilizada, considerando-se os primeiros microssegundos do transitório decorrente da injeção de correntes impulsivas. Ora, tal constatação sugere que a utilização de múltiplos pontos de injeção, desde que observada a área efetiva no entorno de cada um deles, pode ser bastante eficaz na melhoria do desempenho transitório de grandes malhas de aterramento. Isso pode ser feito, por exemplo, utilizando-se condutores aéreos de descida

para distribuição da corrente em diferentes pontos da malha. Até onde vai o conhecimento do autor dessa dissertação, não há trabalhos na literatura que abordem de forma sistemática essa técnica. Nesse contexto, essa técnica é explorada no Capítulo 4 deste trabalho. Antes, no Capítulo 3, apresenta-se a modelagem matemática empregada para simulação de malhas de aterramentos com múltiplos pontos de injeção de corrente.

3. Metodologia

3.1. Introdução

A principal técnica para redução da resistência e da impedância impulsiva de aterramento é o aumento da área coberta pelo arranjo de eletrodos. No entanto, em decorrência da forte atenuação a que a corrente de descarga é submetida a partir do ponto de injeção, o aumento da área coberta pelo arranjo de eletrodos fica limitada ao comprimento ou à área efetiva. Portanto, para redução da impedância impulsiva de aterramento, medidas complementares devem ser implementadas.

No Capítulo 2 foram descritos trabalhos que abordam o comportamento transitório de malhas de aterramento de subestação frente a correntes de descargas atmosféricas, com ênfase na avaliação de técnicas de melhoria do comportamento impulsivo dessas malhas. Comentou-se que uma técnica viável, embora não devidamente explorada na literatura, é o emprego de múltiplos pontos de injeção de corrente. Tal técnica permitiria abranger a maior parte da área disponível da malha, desde que a área efetiva no entorno de cada ponto de injeção seja observada.

O Capítulo 4 desta dissertação apresenta resultados de simulação que permitem avaliar *quantitativamente* a eficiência da utilização de múltiplos pontos de injeção na melhoria do comportamento impulsivo de grandes malhas de subestação. O presente capítulo descreve os modelos utilizados para realização dessas simulações.

3.2. Modelagem do Solo

De acordo com resultados experimentais [24],[25], e [32]-[35], embora a permeabilidade do solo possa ser assumida constante e igual à do vácuo, os parâmetros elétricos, condutividade e permissividade, apresentam variação acentuada ao longo da faixa de frequências típicas de descargas atmosféricas. Em termos práticos, tal variação leva a uma redução da impedância impulsiva de aterramento em relação à hipótese de parâmetros constantes, principalmente para o caso de solos de resistividade mais elevada [36]. De acordo com Alípio, desconsiderar a variação dos parâmetros do solo com a frequência pode levar a erros significativos na estimativa da resposta transitória de sistema de aterramentos elétricos [2].

Neste trabalho, a variação dos parâmetros elétricos do solo é determinada aplicando-se o modelo físico causal desenvolvido por Alípio e Visacro, baseado em uma série de medições realizadas em condições de campo, nas relações de Kramers-Kronig e nas Equações de Maxwell. Esse modelo é expresso resumidamente pelas seguintes expressões [25], [36]:

$$\sigma = \sigma_0 + \sigma_0 \times h(\sigma_0) \left(\frac{f}{1 \text{ MHz}} \right)^\zeta, \quad (3.1)$$

$$\varepsilon_r = \frac{\varepsilon'_\infty}{\varepsilon_0} + \frac{\tan(\pi\zeta/2) \times 10^{-3}}{2\pi\varepsilon_0(1 \text{ MHz})^\zeta} \sigma_0 \times h(\sigma_0) f^{\zeta-1}, \quad (3.2)$$

em que σ é a condutividade do solo em mS/m, σ_0 é a condutividade c.c. em mS/m, ε_r é a permissividade relativa do solo, $\varepsilon'_\infty/\varepsilon_0$ é a permissividade relativa em altas frequências, ε_0 é a permissividade do vácuo ($\varepsilon_0 \cong 8,854 \times 10^{-12} \text{ F/m}$) e f é a frequência em Hz.

De acordo com [25], os parâmetros $h(\sigma_0)$, ζ e $\varepsilon'_\infty/\varepsilon_0$ podem ser escolhidos de modo a se ter em conta de forma aproximada a dispersão estatística da variação dos parâmetros elétricos do solo com a frequência. Neste trabalho, esses parâmetros são escolhidos para se ter um efeito médio do fenômeno de dependência da frequência. Nesse caso, tem-se:

$$h(\sigma_0) = 1,26 \times \sigma_0^{-0,73} \quad (3.3)$$

$$\zeta = 0,54 \quad (3.4)$$

$$\varepsilon'_\infty = 12\varepsilon_0 \quad (3.5)$$

Os efeitos de ionização do solo foram desprezados. De acordo com conclusões apresentadas em [13] e [38], o efeito de ionização é pouco relevante no caso de grandes malhas de subestação e pode ser desprezado.

3.3. Modelagem Eletromagnética de Malhas de Subestação

O sistema de aterramento de subestações elétricas corresponde normalmente a uma malha formada por um conjunto de eletrodos dispostos horizontalmente no solo a uma dada profundidade, eventualmente com a presença de hastes de aterramento. Esses eletrodos e hastes podem ser representados do ponto de vista eletromagnético como condutores cilíndricos. Considerando-se essa representação, o efeito eletromagnético de cada condutor cilíndrico enterrado no solo pode ser obtido a partir da superposição dos efeitos transversais e longitudinais da corrente injetada no aterramento. Segundo essa abordagem, o sistema de aterramento é particionado em uma série de elementos, sendo que cada um é considerado fonte de uma densidade de corrente transversal I_T/L (em que L é o comprimento do segmento) que dispersa do eletrodo em direção ao solo e de uma corrente longitudinal I_L que percorre o eletrodo, conforme ilustra a Figura 3.1. Essas duas fontes de corrente permitem contemplar as condições físicas impostas pelas equações de Maxwell.

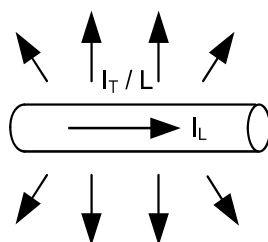


Figura 3.1 – Fontes de corrente associadas a cada elemento do sistema de aterramento.

A fonte de corrente transversal, devido ao fato de possuir natureza divergente, apresenta efeito elétrico, mas não magnético. A cada fonte de corrente transversal está associado um campo elétrico de natureza conservativa. Esse campo gera elevação de potencial em relação ao infinito em pontos genéricos no meio em que o elemento se encontra imerso, inclusive nos demais elementos em que o aterramento foi particionado. A fonte de corrente longitudinal, devido ao fato de possuir natureza solenoidal, apresenta efeito eletromagnético. A cada fonte de corrente longitudinal está associado um campo magnético que, por sua vez, gera um campo elétrico de natureza não-conservativa. O efeito desse campo elétrico de natureza solenoidal se traduz na força eletromotriz induzida em outros elementos e nele próprio.

A representação dos efeitos eletromagnéticos de eletrodos de aterramento por meio dessas duas fontes de corrente foi originalmente proposta por Visacro e Portela em [37], [38]. Posteriormente, essa representação foi expandida por Visacro, Soares Jr. e Schroeder [39]-[41] para análise de incidência de descargas atmosféricas em condutores aéreos, tais como linhas de transmissão e torres instrumentadas. Esses desenvolvimentos foram compilados no chamado Modelo Eletromagnético Híbrido (HEM, do inglês *Hybrid Electromagnetic Model*), cujos detalhes são apresentados em [42]. Apresenta-se a seguir, de forma sucinta, os aspectos gerais do HEM, que é o modelo utilizado nesta dissertação para modelagem de malhas de aterramento, com base em uma implementação computacional cujos detalhes estão apresentados em [43] e [44]. Uma descrição mais detalhada do modelo pode ser consultada em [38],[40],[42] e [43]. Adicionalmente, é importante mencionar que a utilização do HEM para simulação de aterramentos elétricos foi extensivamente validada com base em resultados experimentais para diferentes arranjos de eletrodos: eletrodos horizontais [45], hastes [6], malhas [4] e [9] e turbinas eólicas [46].

3.3.1. Aspectos matemáticos básicos do Modelo Eletromagnético Híbrido (HEM)

Na aplicação do HEM, considera-se que o sistema de aterramento, de geometria genérica, é particionado em N elementos. Por simplicidade e com fins didáticos, sejam dois desses elementos, imersos em um meio linear, homogêneo e isotrópico, infinito em todas as direções, caracterizado, em uma dada frequência angular ω , por sua condutividade (σ), permissividade (ε) e permeabilidade (μ), conforme representado na Figura 3.2. A constante de propagação em uma dada frequência ω nesse meio é dada por

$$\gamma = \sqrt{j\omega\mu(\sigma + j\omega\varepsilon)} = \alpha + j\beta \quad (3.6)$$

em que α e β são, respectivamente, a constante de atenuação e de defasamento.

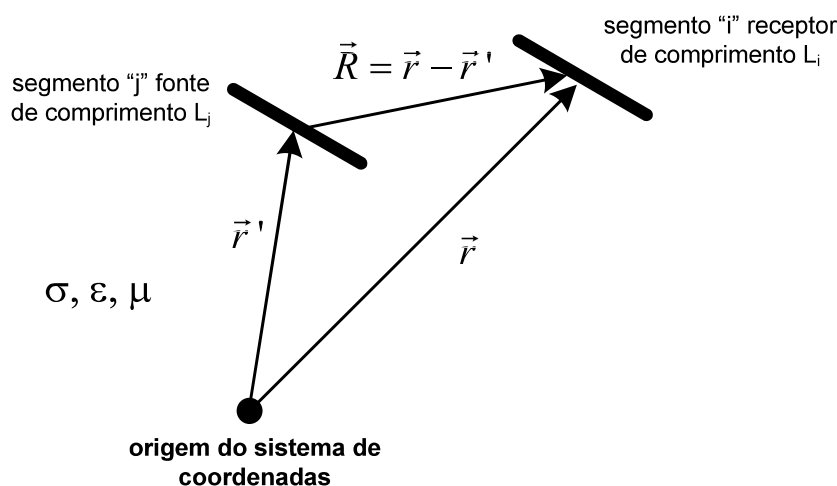


Figura 3.2 - Interação entre dois elementos do aterramento imersos em um meio caracterizado por σ, ε e μ , em uma dada frequência ω .

A partir do HEM, são avaliados os acoplamentos eletromagnéticos entre esses N elementos, por meio da utilização dos potenciais escalar elétrico e vetor magnético [42]. Considerando um elemento fonte de corrente “j” e um elemento “i” receptor iluminado pelos campos eletromagnéticos produzidos por essa fonte, conforme Figura 3.2, a Eq.

(3.7) quantifica a elevação de potencial média gerada no elemento “i”, devido à corrente transversal I_{Tj} que dispersa do elemento “j”; de modo similar, a Eq. (3.8) quantifica a queda de tensão induzida no elemento “i”, devido à corrente longitudinal I_{Lj} que circula ao longo do elemento “j”.

$$V_{ij} = \frac{1}{4\pi(\sigma + j\omega\epsilon)L_jL_i} \int_{L_i} \int_{L_j} I_{Tj} \frac{e^{-\gamma R}}{R} dl_j dl_i \quad (3.7)$$

$$\Delta V_{ij} = -j\omega \frac{\mu}{4\pi} \int_{L_i} \int_{L_j} I_{Lj} \frac{e^{-\gamma R}}{R} d\vec{l}_j \cdot d\vec{l}_i \quad (3.8)$$

Em (3.7) e (3.8):

- dl_i e dl_j correspondem aos elementos diferenciais de comprimentos dos elementos fonte (j) e receptor (i), respectivamente;
- $d\vec{l}_j$ e $d\vec{l}_i$ correspondem aos vetores diferenciais de comprimentos dos elementos fonte (j) e receptor (i), respectivamente;
- L_j e L_i correspondem aos comprimentos dos elementos fonte (j) e receptor (i), respectivamente;
- R corresponde ao módulo do vetor separação entre os elementos fonte (j) e receptor (i), $R = |\vec{r} - \vec{r}'|$.

A aplicação sistemática das equações (3.7) e (3.8) aos N elementos nos quais o aterramento é particionado, permite o estabelecimentos de dois sistemas de equações lineares:

$$\mathbf{V} = \mathbf{Z}_T \mathbf{I}_T \quad (3.9)$$

$$\Delta \mathbf{V} = \mathbf{Z}_L \mathbf{I}_L \quad (3.10)$$

Em (3.9), $\mathbf{V}$ corresponde ao vetor elevação de potencial médio em relação ao infinito em cada elemento, $\mathbf{I}_T$ ao vetor de corrente transversal em cada elemento e $\mathbf{Z}_T$ é definida como matriz de impedância transversal. Em (3.10), $\Delta \mathbf{V}$ corresponde ao vetor de queda de tensão em cada elemento, $\mathbf{I}_L$ ao vetor de corrente longitudinal em cada elemento e $\mathbf{Z}_L$ é definida como matriz de impedância longitudinal.

A definição dos sistemas de equações (3.9) e (3.10) e, particularmente, das expressões para cálculo dos termos das matrizes $\mathbf{Z}_T$ e $\mathbf{Z}_L$, passa pela aplicação do Métodos dos Momentos (MoM), conforme [43], [44] e [47]. Na aplicação do MoM, um passo importante corresponde à definição de funções de base para representação de variáveis desconhecidas; no caso, a distribuição de correntes (transversal e longitudinal) no aterramento. Para representação dessas correntes, adota-se nesse trabalho, conforme [47], as funções de base “pulso”, em que se assume um valor uniforme para as correntes ao longo de um elemento, embora tais correntes possam variar de um elemento para outro.

Considerando o descrito, os termos da matriz de impedância transversal $\mathbf{Z}_T$ são dados por:

$$Z_{Tij} = \frac{1}{4\pi(\sigma + j\omega\epsilon)L_jL_i} \int_{L_i} \int_{L_j} \frac{e^{-\gamma R}}{R} dl_j dl_i \quad (3.11)$$

Os termos Z_{Tij} correspondem à impedância transversal entre dois elementos, sendo um deles denominado elemento fonte de corrente (j) e outro receptor (i). A impedância Z_{Tij} é igual ao potencial médio no elemento receptor, devido à fonte de corrente transversal no elemento emissor, dividido pela corrente transversal deste último. Tal impedância traduz fisicamente os acoplamentos elétricos (capacitivo e condutivo) próprio e mútuo entre eles.

De modo similar, os termos da matriz de impedância longitudinal $\mathbf{Z}_L$ são dados por:

$$Z_{Lij} = -j\omega \frac{\mu}{4\pi} \int_{L_i} \int_{L_j} \frac{e^{-\gamma R}}{R} d\vec{l}_j \cdot d\vec{l}_i \quad (3.12)$$

Os termos Z_{Lij} correspondem à impedância longitudinal entre dois elementos, sendo um deles determinado elemento emissor de corrente (j) e outro receptor (i). A impedância Z_{Lij} é igual à queda de tensão induzida no elemento receptor, devido à fonte de corrente longitudinal no elemento emissor, dividido pela corrente longitudinal deste último. Tal impedância traduz fisicamente os acoplamentos magnéticos (indutivo) próprio e mútuo entre eles.

Ressalta-se que as impedâncias Z_{Tij} e Z_{Lij} dependem apenas da geometria do aterramento e das características eletromagnéticas do solo, uma vez que o sistema sob estudo é considerado linear. No cálculo dessas impedâncias, o efeito da interface solo-ar é levado em consideração mediante aplicação do método das imagens complexas, conforme originalmente proposto por Takashima et. Al [48] e posteriormente por Schroeder em [40].

As equações (3.9) e (3.10) podem ser reduzidas a uma única equação matricial a partir do estabelecimento de relações nodais entre as grandezas sob estudo [42]. Primeiro, considera-se que o potencial médio em cada elemento é igual à média aritmética entre os potenciais nodais e a queda de tensão igual à diferença entre eles. Segundo, a lei de Kirchhoff das correntes é aplicada a cada nó do sistema sob estudo, ou seja, a somatória das correntes que entram (ou que deixam) um determinado nó é nula. Da aplicação dessas relações, as equações (3.9) e (3.10) podem ser reduzidas a uma única equação matricial da forma

$$\mathbf{Y}_g \cdot \mathbf{V}_N = \mathbf{I}_N \quad (3.13)$$

em que $\mathbf{Y}_g$ é chamada matriz de admitância nodal do aterramento sendo determinada a partir das matrizes $\mathbf{Z}_T$ e $\mathbf{Z}_L$, $\mathbf{V}_N$ é o vetor de potenciais nodais (em relação ao terra remoto) e $\mathbf{I}_N$ é o vetor de correntes injetadas nos nós.

A solução do sistema (3.13), considerando a injeção de uma corrente externa em um ou mais nós, fornece os fasores de tensão nodais para uma frequência específica. Sejam as observações finais a seguir:

- Note-se que, uma vez que os cálculos são realizados diretamente no domínio da frequência, a inclusão de meios dispersivos, cujos parâmetros tenham dependência com a frequência, é imediata. Neste trabalho, a dependência da frequência da condutividade e da permissividade é considerada de acordo com as equações (3.1)—(3.5).

- Considerando-se a injeção de uma corrente harmônica de 1 A em um dado nó p , a solução de (3.13) em uma faixa de frequências de interesse, permite a determinação da impedância harmônica de aterramento vista desse nó, que corresponde numericamente ao fasor de tensão desenvolvido no nó p .
- A matriz de admitância nodal do aterramento $\mathbf{Y}_g$ é obtida diretamente a partir das matrizes de impedância transversal e longitudinal. Isso significa que a matriz $\mathbf{Y}_g$ condensa as informações de acoplamento eletromagnético entre os diversos elementos em que o aterramento é particionado e, adicionalmente, os efeitos de propagação. Pode-se afirmar, portanto, que a matriz $\mathbf{Y}_g$ caracteriza de forma completa o comportamento do aterramento, no domínio da frequência.

3.4. Simulação de malhas de aterramento no domínio do tempo a partir da matriz $\mathbf{Y}_g$

Conforme mencionado, a matriz de admitância nodal do aterramento caracteriza de forma completa o comportamento do aterramento em ampla faixa de frequências, desde que os fenômenos não-lineares possam ser desprezados. Com o intuito de se avaliar o comportamento transitório do aterramento, busca-se uma representação dessa matriz de admitâncias no domínio do tempo. Adicionalmente, busca-se uma representação que possa ser incorporada facilmente a plataformas do tipo ATP/EMTP, de modo a permitir a simulação de transitórios em subestações elétricas incluindo outros componentes, tais como linhas de transmissão, transformadores e dispositivos para-raios.

Nessa perspectiva, uma vez determinada a resposta do aterramento na faixa de frequências de interesse, a matriz de admitâncias $\mathbf{Y}_g(s)$ é ajustada como um modelo de polos e resíduos conforme (3.14). Esse modelo usa um conjunto de polos comuns para todos os elementos de $\mathbf{Y}_g(s)$.

$$\mathbf{Y}_g(s) \cong \mathbf{Y}_{fit}(s) = \sum_{m=1}^N \frac{\mathbf{R}_m}{s - a_m} + \mathbf{D} + s\mathbf{E}, \quad (3.14)$$

em que a_m são os polos, $\mathbf{R}_m$ é a matriz de resíduos, N é a ordem da aproximação (número de polos) e $\mathbf{D}$ e $\mathbf{E}$ são matrizes reais. A ordem das matrizes depende do número de nós de interesse do sistema em questão (no caso, a malha de aterramento).

Considerando um sistema físico real, o modelo descrito por (3.14) deve atender alguns requisitos, sendo os principais: a) os polos e resíduos são reais ou aparecem em pares de complexos conjugados; b) as matrizes $\mathbf{D}$ e $\mathbf{E}$, se presentes no ajuste, são reais; c) os polos estão no semiplano esquerdo do plano complexo; e d) o modelo é passivo, isto é, não deve gerar energia.

Para obtenção de um modelo conforme (3.14) e que atenda aos requisitos citados anteriormente, utiliza-se neste trabalho a técnica de ajuste vetorial (*vector fitting*) [49], sendo a passividade do modelo garantida por perturbação dos parâmetros do modelo, conforme proposto em [50]. O algoritmo do *vector fitting* implementado em MATLAB® é de domínio público e está disponível em [51]. Em todos os casos deste trabalho, essa rotina foi empregada para ajustar a matriz de admitância nodal de aterramento na faixa de frequências entre 1 Hz e 10 MHz.

Uma vez obtido o ajuste da matriz $\mathbf{Y}_g(s)$ na forma de uma soma de funções racionais, é possível sintetizar um circuito equivalente, chamado de circuito multiportas

(número de portas sendo igual ao número de nós de interesse). Esse circuito é composto por ramos conectados entre os nós do sistema e o nó de referência (terra), representando os elementos da diagonal principal de $\mathbf{Y}_g(\mathbf{s})$, e ramos conectados entre os nós do sistema, representando os elementos fora da diagonal principal de $\mathbf{Y}_g(\mathbf{s})$. Considerando (3.14), as matrizes $\mathbf{D}$ e $\mathbf{E}$ correspondem, respectivamente, a condutâncias e capacitâncias. Já as funções racionais são empregadas para sintetizar ramos RL , no caso de polos reais, ou ramos RLC , no caso de polos complexos conjugados. Especificamente neste trabalho, utiliza-se a rotina *netgen.m* descrita em [52] e disponibilizada em [51], que converte o modelo racional gerado pela técnica de ajuste vetorial em um circuito elétrico equivalente. Esse circuito é gravado em um arquivo de texto que pode ser facilmente incorporado em plataformas do tipo ATP/EMTP.

3.5. Modelagem dos pulsos de corrente de descarga atmosférica

Na avaliação do comportamento transitório de aterramentos elétricos, dentre outros fatores, é importante que a corrente de descarga atmosférica seja adequadamente representada, uma vez que a qualidade dos resultados de simulação é condicionada à representatividade das ondas de corrente utilizadas. De acordo com [40], considerando descargas descendentes negativas, as formas de onda típicas das primeiras descargas de retorno têm um formato inicial côncavo seguido de um crescimento abrupto próximo ao primeiro pico e diversos picos adicionais, sendo, em geral, o segundo pico o maior deles. As ondas típicas de descargas subsequentes apresentam usualmente um único pico e uma forma relativamente suave.

Utiliza-se neste trabalho a abordagem descrita em [53], em que as formas de onda medianas de primeiras descargas de retorno e descargas subsequentes são representadas como uma soma de funções Heidler, conforme (3.15). Tendo como referência as medições de Berger no Monte San Salvatore (MSS) [54], para representação da primeira descarga, ilustrada na Figura 3.3(a), são necessárias sete funções Heidler, cujos parâmetros estão apresentados na Tabela 3.1. Para representação da descarga subsequente, ilustrada na Figura 3.3(b), são necessárias duas funções Heidler, cujos parâmetros estão apresentados na Tabela 3.2. De acordo com [53], os pulsos de corrente ilustrados na Figura 3.3 incorporam as características típicas de descargas descritas anteriormente e, além disso, reproduzem os principais parâmetros medianos de ondas de corrente reais de primeiras descargas de retorno e descargas subsequentes medidas na estação de Monte San Salvatore.

$$i(t) = \sum_{k=1}^m \frac{I_{0k}}{\eta_k} \frac{(t/\tau_{1k})^{\eta_k}}{1 + (t/\tau_{1k})^{\eta_k}} \exp(-t/\tau_{2k}), \quad (3.15a)$$

$$\eta_k = \exp[-(\tau_{1k}/\tau_{2k})(n_k \tau_{1k})/\tau_{2k}]^{1/n_k} \quad (3.15b)$$

Para cada curva k aplicada na obtenção da onda de corrente $i(t)$, I_{0k} corresponde à amplitude da forma de onda gerada (sem correção), η_k corresponde a um fator empregado para corrigir a amplitude da corrente, τ_{1k} e τ_{2k} controlam os tempos de subida e descida da onda de corrente, respectivamente, e n_k é um fator adimensional que controla a taxa de crescimento da curva sintetizada. Os valores de pico das correntes de primeiras descargas e subsequentes são, respectivamente $I_p^f = 31,07 \text{ kA}$ e $I_p^s = 12,09 \text{ kA}$.

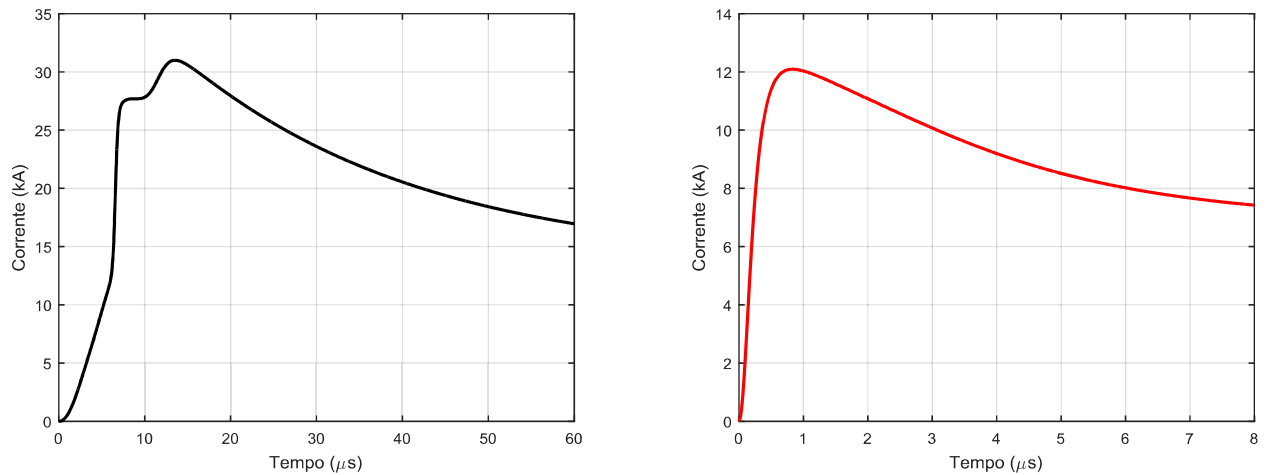


Figura 3.3 - Ondas de correntes representativas de (a) primeiras descargas de retorno e (b) descargas subsequentes, associadas a descargas negativas descendentes medidas na Estação do Monte San Salvatore. Formas de onda obtidas como uma soma de funções Heidler, – adaptado de [53].

Tabela 3.1 - Parâmetros das funções de Heidler para representação de primeiras descargas no MSS.

k	Mount San Salvatore. Primeiras Descargas			
	$I_{0k}(kA)$	η_k	$\tau_{1k}(\mu s)$	$\tau_{2k}(\mu s)$
1	3	2	3	76
2	4,5	3	3,5	25
3	3	5	5,2	20
4	3,8	7	6	60
5	13,6	44	6,6	60
6	11	2	10	600
7	5,7	15	11,7	48,5

Tabela 3.2 – Parâmetros das funções de Heidler para representação de descargas subsequentes no MSS.

k	Mount San Salvatore. Descarga subsequentes			
	$I_{0k}(kA)$	η_k	$\tau_{1k}(\mu s)$	$\tau_{2k}(\mu s)$
1	10,7	2	0,25	2,5
2	6,5	2	2,1	230

3.6. Considerações finais

Apresentaram-se neste capítulo os aspectos básicos relativos à modelagem eletromagnética de malhas de aterramento de subestações adotada neste trabalho para simulação de transitórios atmosféricos, considerando-se múltiplos pontos de injeção de corrente. Adotou-se uma abordagem de cálculo da matriz de admitância nodal de aterramento e posterior representação dessa matriz no domínio do tempo por meio de um circuito equivalente multiportas. Também foram apresentadas as modelagens adotadas para os parâmetros elétricos do solo e para os pulsos de corrente representativos de primeiras descargas de retorno e descargas subsequentes, ambas associadas a descargas negativas descendentes. O Capítulo 4 apresenta um extenso conjunto de resultados, obtidos com base nas modelagens apresentadas no presente capítulo, com o intuito de avaliar o impacto da distribuição de múltiplos pontos de injeção de corrente na melhoria do desempenho impulsivo de grandes malhas de aterramento.

4. Resultados

4.1. Introdução

Como já destacado anteriormente, malhas de aterramento de subestações possuem papel fundamental na segurança de seres vivos e proteção de equipamentos. No entanto, como projetos de malhas de aterramento, de acordo com normas vigentes, geralmente levam em consideração apenas solicitações de frequência industrial, técnicas adicionais devem ser estudadas com o objetivo de complementar os projetos originais para mitigar os efeitos nocivos causados pelas descargas atmosféricas.

Este capítulo, além de apresentar a resposta do aterramento frente a descargas atmosféricas, mostra como é possível melhorar o desempenho de uma malha típica de subestações de energia nesses casos, especificamente utilizando múltiplos pontos de injeção. Para isso o Capítulo 4 foi dividido em 6 seções, incluindo esta introdutória. Na seção 4.2 é descrita a malha considerada nas simulações computacionais, bem como as resistividades de solo analisadas. Na seção 4.3 são apresentados resultados de impedância harmônica (módulo e fase) vistas dos nós na quina, lateral e central para as resistividades consideradas. Na seção 4.4, os gráficos de elevação de potencial (GPR) são apresentados, assim como os valores de impedância impulsiva (Z_p) para os nós na quina, lateral e central. Na seção 4.5, o comportamento da malha é analisado para quando se consideram múltiplos pontos de injeção de corrente. Por fim, na seção 4.6 são compiladas as principais conclusões.

4.2. Estudo de Caso

A malha considerada nas simulações é quadrada e tem dimensões 80 m x 80 m, com reticulados (*meshes*) de 5 m x 5 m, conforme ilustra a Figura 4.1. Ela é formada por eletrodos de cobre de 7 mm de raio e está enterrada a 0,8 m de profundidade. Essa malha foi escolhida por possuir dimensões típicas de malhas de subestações de energia.

São considerados seis valores de resistividades de solo: 100, 300, 500, 1000, 2000 e 3000 Ωm . Esses valores foram determinados com o objetivo de avaliar a resposta da malha, tanto para valores baixos de resistividade, quanto médios e altos.

A Figura 4.2 ilustra o ajuste do modelo de polos e resíduos da matriz de admitância nodal de aterramento, de dimensão 9 x 9 de acordo com os nós de interesse indicados na Figura 4.1, considerando a malha enterrada em um solo de 1000 Ωm . A excelente concordância entre a resposta em frequência original e aquela obtida pelo modelo de polos e resíduos também foi observada para os outros valores de resistividade. A partir desse modelo, obtém-se o circuito multiportas, conforme detalhado no Capítulo 3. Em todas as simulações deste trabalho no domínio do tempo que utilizam esse circuito multiportas, empregou-se o *Alternative Transients Program* (ATP). O diagrama representativo das simulações feitas no ATP é ilustrado pela Figura 4.3.

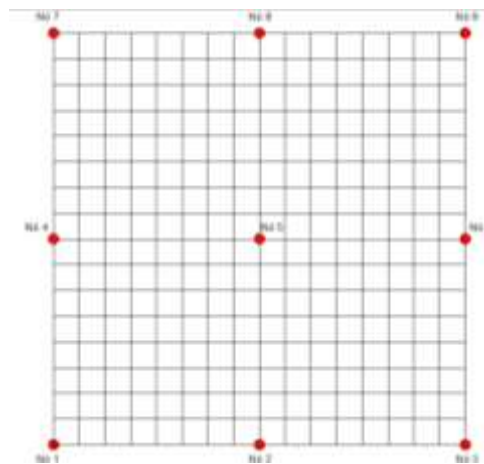


Figura 4.1 – Malha e nós analisados.

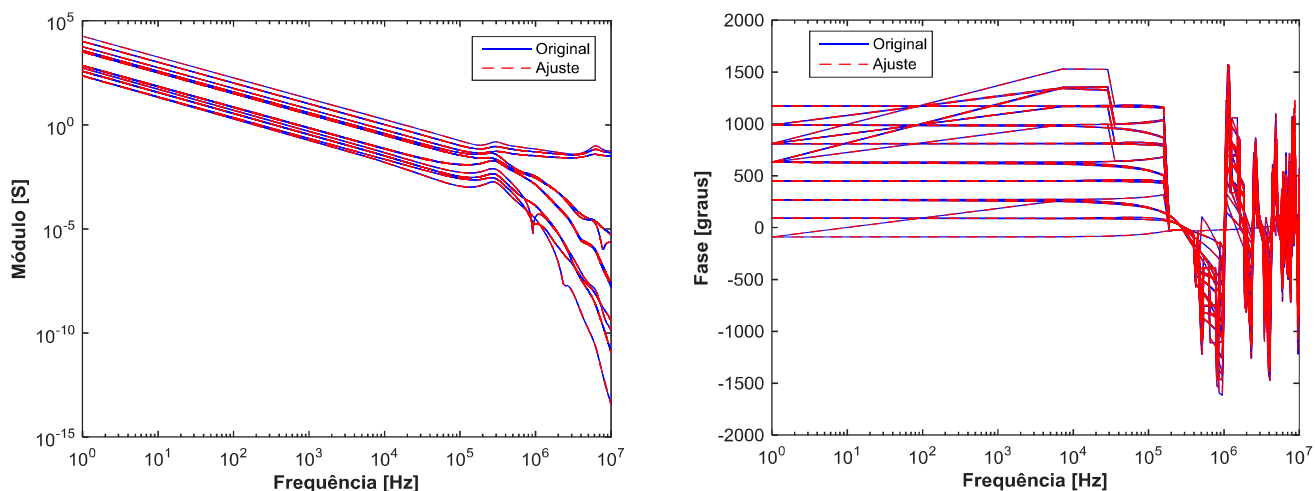


Figura 4.2 – Ajuste do modelo de polos e resíduos da matriz de admitância nodal de aterramento (dimensão 9x9), considerando a malha ilustrada na Figura 4.1 enterrada em um solo de 1000 Ωm .

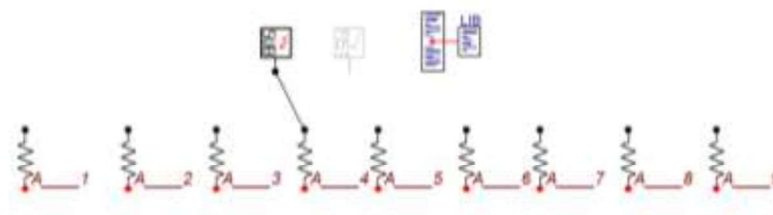


Figura 4.3 - Diagrama representativo das simulações feitas no ATP.

4.3. Impedância Harmônica

O primeiro e mais fundamental resultado gerado corresponde às impedâncias harmônicas de aterramento vistas de diferentes pontos de injeção de corrente. Tais impedâncias são obtidas diretamente da matriz de admitância nodal da malha Y_g , calculada de acordo com a metodologia descrita do Capítulo 3.

As Figuras 4.4 à 4.9 ilustram a impedância harmônica de aterramento (módulo e fase) na faixa entre 10 Hz e 1 MHz, vista dos nós 1, 2 e 5, que correspondem à quina, à lateral e ao centro da malha, respectivamente, considerando as resistividades de 100 Ωm , 300 Ωm , 500 Ωm , 1000 Ωm , 2000 Ωm e 3000 Ωm .

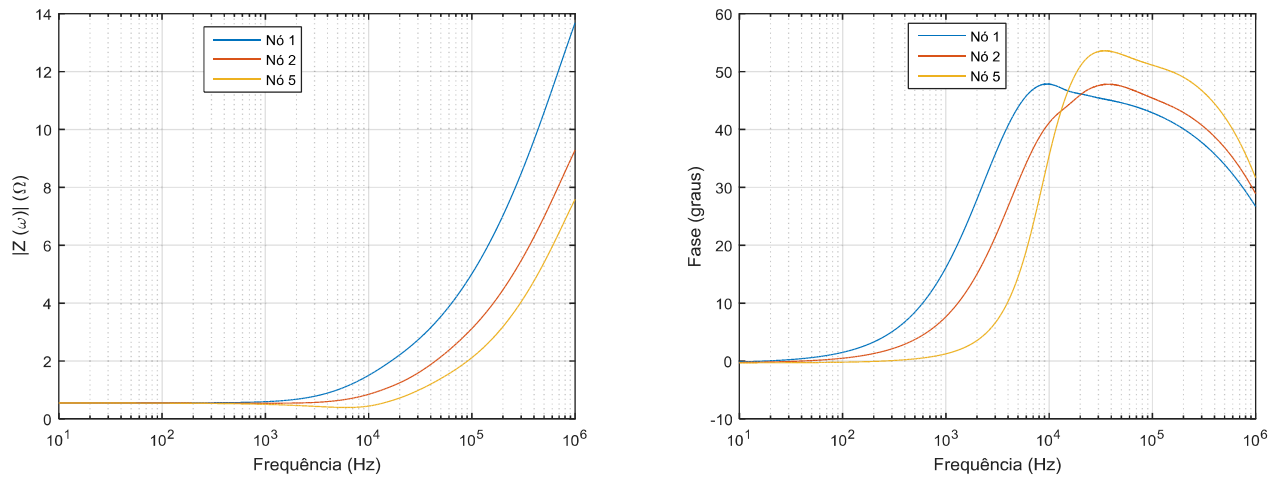


Figura 4.4 - Impedância harmônica de aterramento. Módulo à esquerda e fase à direita, para $\rho_0 = 100 \Omega m$.

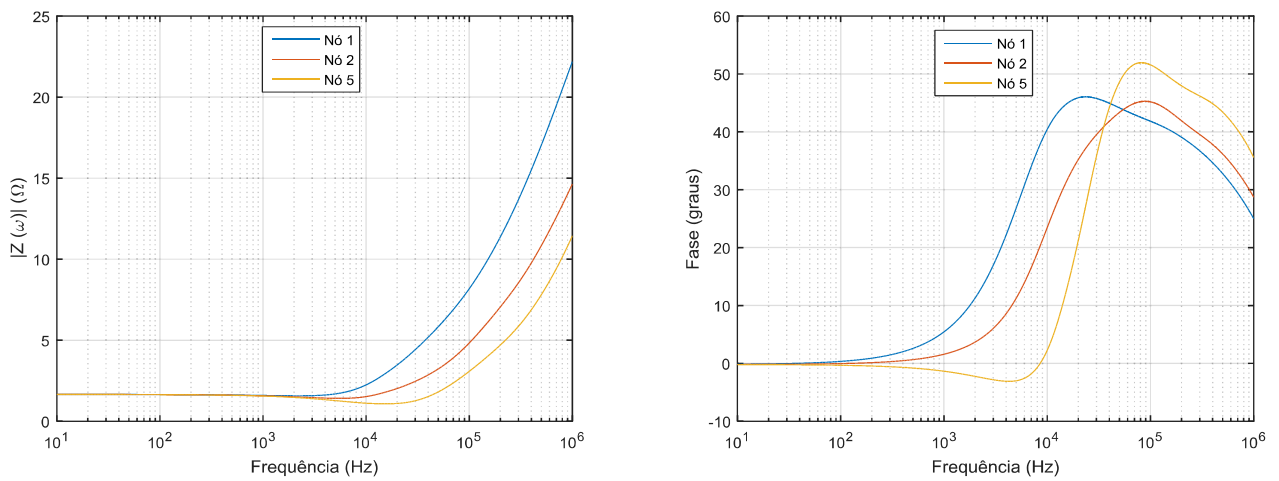


Figura 4.5 - Impedância harmônica de aterramento. Módulo à esquerda e fase à direita, para $\rho_0 = 300 \Omega m$.

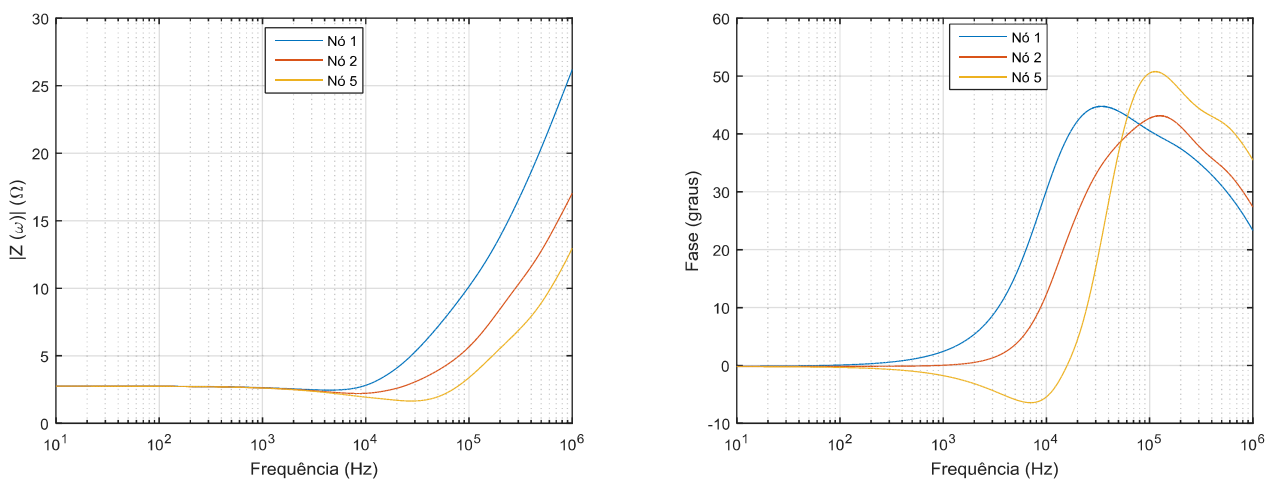


Figura 4.6 - Impedância harmônica de aterramento. Módulo à esquerda e fase à direita, para $\rho_0 = 500 \Omega m$.

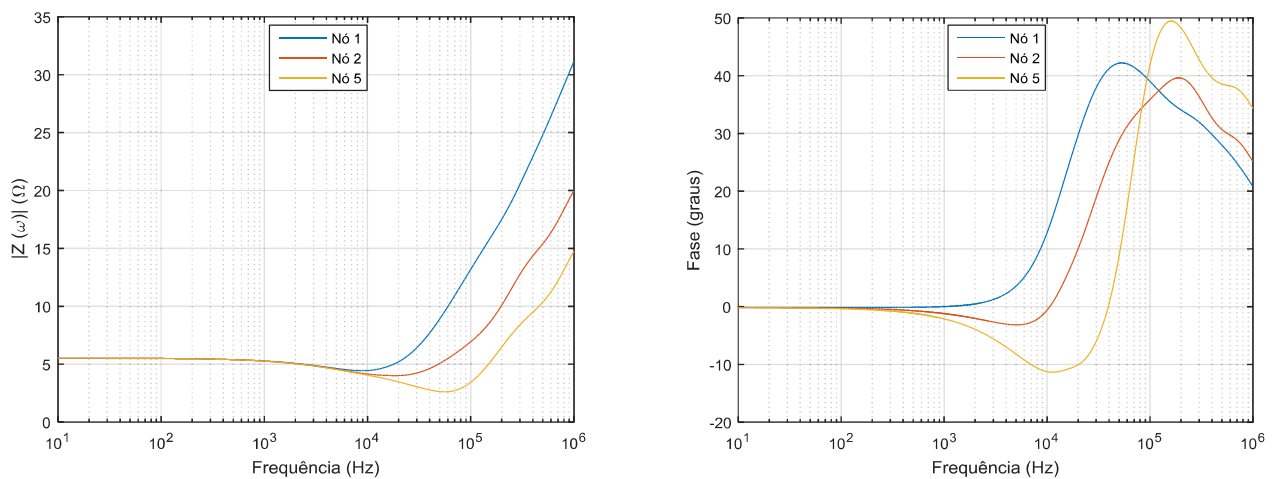


Figura 4.7 - Impedância harmônica de aterramento. Módulo à esquerda e fase à direita, para $\rho_0 = 1000 \Omega m$.

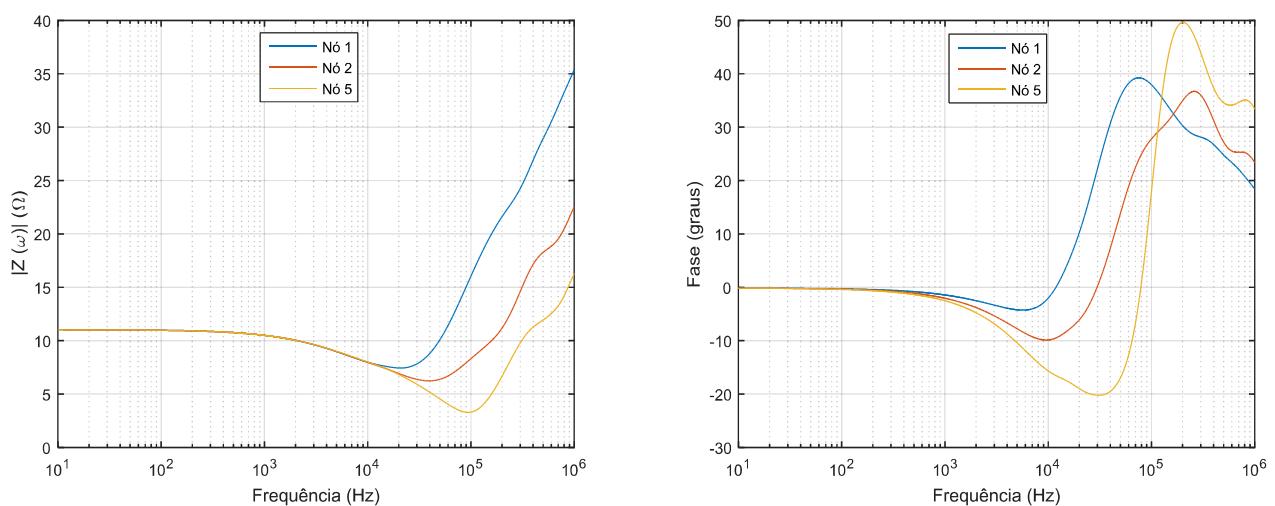


Figura 4.8 - Impedância harmônica de aterramento. Módulo à esquerda e fase à direita, para $\rho_0 = 2000 \Omega m$.

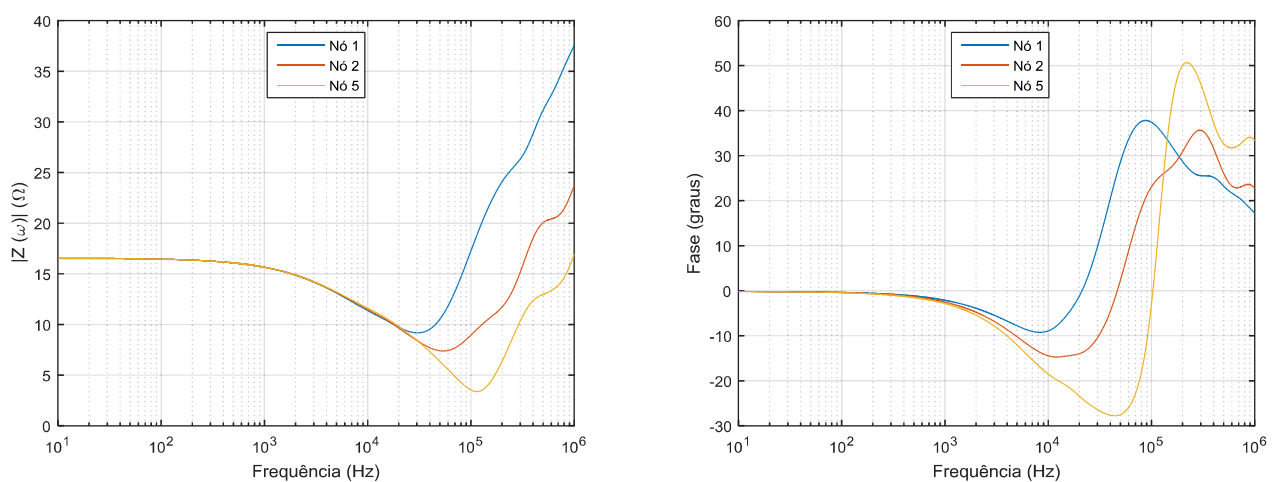


Figura 4.9 - Impedância harmônica de aterramento. Módulo à esquerda e fase à direita, para $\rho_0 = 3000 \Omega m$.

Conforme os resultados ilustrados nas Figuras 4.43 à 4.9, percebe-se que o aterramento apresenta um comportamento puramente resistivo na faixa de baixas frequências. Além disso, a resistência de aterramento (R_{LF}) é a mesma vista de qualquer ponto da malha. Percebe-se que os gráficos do módulo das impedâncias partem dos mesmos pontos para os três nós considerados na análise (nós 1, 2 e 5) para uma mesma resistividade, ou seja, a resistência vista a partir dos nós é a mesma.

Como apontado no Capítulo 2, na faixa de altas frequências, os efeitos de propagação são relevantes. Nesse caso, a área vista pela corrente é limitada a uma pequena região em torno do ponto de injeção de corrente. Dessa maneira, a área vista do nó central é maior do que aquela vista do nó lateral que, por sua vez, é maior que aquela vista da quina da malha, conforme destacado na Figura 2.3. Nos gráficos de módulo da impedância harmônica, percebe-se essa característica, uma vez que o módulo da impedância vista do nó 1 permanece mais alta do que a vista do nó 2, que, por sua vez, permanece mais alta do que a vista do nó 5.

Para os solos com resistividades $\rho_0 = 100 \Omega m$ e $300 \Omega m$, o módulo da impedância aumenta para os três nós e para todo o intervalo de frequências considerado, como ilustra as Figuras 4.4 e 4.5 (exceto para o nó 5, $\rho_0 = 300 \Omega m$, onde se observa uma leve redução). Já para o solo com resistividade $\rho_0 = 500 \Omega m$, na Figura 4.6, há redução no valor de impedância vista pelo nó 5 (nó central) no intervalo entre 1 kHz e 10 kHz, onde a partir daí, o módulo aumenta e, para os outros nós, o módulo aumenta para todo intervalo de frequências. O gráfico de fase está de acordo com a análise anterior, uma vez que o aterramento assume característica capacitiva nesse mesmo intervalo. Como discutido na seção 2.2, o módulo da impedância é reduzido à medida que o comportamento capacitivo do aterramento se torna relevante. Para as outras resistividades analisadas, a redução do módulo da impedância ocorre para os três pontos de injeção considerados. Quanto maior a resistividade, mais acentuada é a redução do módulo de $Z(j\omega)$, e essa diminuição se inicia em uma frequência menor.

Ainda sobre o efeito capacitivo do aterramento, nos casos em que esse comportamento se torna relevante, é possível notar que ele é mais intenso no nó central em relação aos outros dois nós, e, por sua vez, que o efeito no nó da lateral da malha é maior do que no nó da quina. O efeito capacitivo é um efeito transversal; portanto, de característica divergente. A Figura 4.10, que foca nos nós central, lateral e quina em suas posições de origem, ilustra a característica divergente da corrente nos pontos de injeção. Percebe-se que, como ao redor do nó central (nó 5) existem mais condutores, nesse ponto, o comportamento divergente da corrente injetada é mais intenso em relação aos nós 2 e 1. Pela mesma razão, o efeito capacitivo é mais relevante no nó 2 em relação ao nó 1.

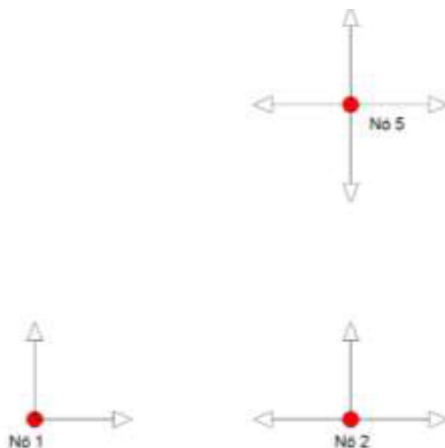


Figura 4.10 - Característica divergente da corrente nos nós da malha.

À medida que a frequência aumenta, o efeito indutivo se torna relevante, compensando o efeito capacitivo. Após a frequência de corte, ou seja, a frequência na qual os efeitos capacitivo e indutivo se cancelam, o módulo da impedância aumenta e o ângulo de fase se torna positivo. A partir daí, os efeitos indutivos se tornam dominantes no comportamento da malha, levando a um aumento contínuo do módulo da impedância. Esse aumento também se dá em decorrência dos efeitos de propagação que se tornam relevantes na faixa superior do espectro. Em altas frequências, independentemente do ponto de injeção, o módulo da impedância aumenta e isso ocorre porque a atenuação se acentua e, assim, a área vista para dispersão de corrente é cada vez menor.

4.4. Elevação de Potencial no Aterramento (GPR) e Impedância Impulsiva (Z_p)

Como discutido nas seções 2.2 e 2.3 do Capítulo 2, a impedância impulsiva (Z_p) e a elevação de potencial do ponto de injeção (GPR) são parâmetros amplamente utilizados na caracterização de sistemas de aterramento frente às descargas atmosféricas. Nessa seção, utilizando o modelo multiportas no domínio do tempo da malha de aterramento obtido segundo a modelagem descrita na seção 3.4, levantaram-se as curvas de GPR. De posse dos valores de pico de GPR, são calculados os valores de impedância impulsiva vista dos pontos 1, 2 e 5 da malha, considerando as resistividades analisadas, e pulsos de corrente representativos de primeiras descargas de retorno e descargas subsequentes. A Tabela 4.1 apresenta os resultados de Z_p .

De acordo com a Tabela 4.1 percebe-se a relevante variação de Z_p em relação à mudança da posição do ponto de injeção de corrente, para todos os casos. Com o intuito de melhor avaliar o impacto da mudança do ponto de injeção nos valores de impedância impulsiva, a Figura 4.11 ilustra os resultados contidos na Tabela 4.1. Em seu eixo vertical, estão os valores de impedância impulsiva relativos (Z_p^r), calculados pela razão entre Z_p do ponto analisado e Z_p na quina. Já no eixo horizontal, tem-se a posição do ponto de injeção, 1, 2 e 5 que correspondem à quina, à lateral e ao centro da malha respectivamente.

Tabela 4.1 - Impedância Impulsiva de Aterramento para resistividades 100 Ωm , 300 Ωm , 500 Ωm , 1000 Ωm , 2000 Ωm e 3000 Ωm , vista dos pontos 1, 2 e 5 (quina, lateral e centro da malha respectivamente), para primeiras descargas e subsequentes.

Resistividade (Ωm)	$Z_p(\Omega)$ primeiras descargas			$Z_p(\Omega)$ descargas subsequentes		
	Ponto 1	Ponto 2	Ponto 5	Ponto 1	Ponto 2	Ponto 5
100	4,1868	2,6547	1,8866	8,4211	5,5646	4,3121
300	6,8189	4,2376	2,8500	13,6905	8,8166	6,5920
500	8,3273	5,1791	3,4227	16,3583	10,3825	7,5947
1000	10,6247	6,7090	4,4190	19,9607	12,4279	8,7874
2000	13,1841	8,5590	7,6476	23,3865	14,3428	9,7709
3000	14,8002	10,9412	11,1198	25,2623	15,3941	10,2651

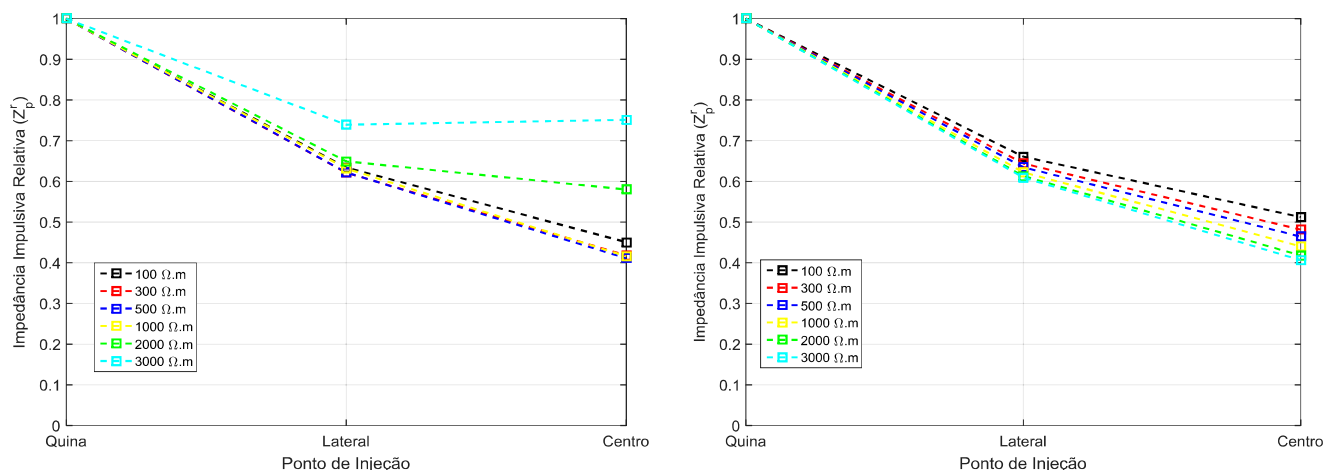


Figura 4.11 - Redução relativa no valor de Z_p conforme mudança do ponto de injeção, à esquerda primeiras descargas e à direita descargas subsequentes.

Para primeiras descargas, a redução do valor de Z_p para injeção no ponto 1 em relação ao ponto 5, é menor para solos de resistividade mais alta. Por exemplo, para o solo de 100 $\Omega.m$ o valor de Z_p para o ponto 5 corresponde 45% do valor de Z_p para injeção no ponto 1. Já para o solo de 3000 $\Omega.m$ o valor é de 75% para o mesmo caso. Isso ocorre porque, em solos de maior resistividade, a área efetiva é maior. Portanto, para qualquer ponto de injeção escolhido, a área aproveitada da malha para dispersão da corrente já é grande e, dependendo do caso, pode cobrir quase toda a malha.

Comparando os resultados de Z_p para descargas subsequentes e primeiras descargas, a redução relativa de Z_p é maior para as subsequentes uma vez que a área efetiva é menor. Dessa maneira, mudar a posição do ponto de injeção, resulta numa redução mais expressiva dos valores de Z_p , já que agora a área efetiva vista de cada ponto de injeção pode ser bastante distinta. Ainda para as descargas subsequentes, quando se avalia a área efetiva para solos de alta resistividade, movendo o ponto de injeção da quina para a lateral, enxerga-se uma maior área e, quando se move da lateral para o centro, enxerga-se uma área maior ainda. Ao se reduzir a resistividade do solo, também movendo o nó de injeção da quina para a lateral e da lateral para o centro, o aumento da área adicional vista não é tão grande quanto para os casos de resistividade maior. Esse fato justifica a menor redução relativa de Z_p para solos de menor resistividade em relação aos solos de maior resistividade.

As Figuras 4.12 até 4.17 ilustram as curvas de GPR nos nós 1, 2 e 5, para primeiras descargas e subsequentes, para resistividades de 100 $\Omega.m$, 300 $\Omega.m$, 500 $\Omega.m$, 1000 $\Omega.m$, 2000 $\Omega.m$ e 3000 $\Omega.m$.

Os resultados mostram que os valores de pico de elevação de potencial são menores para pontos de injeção no centro em relação à lateral e quina, e que os valores de pico de GPR da lateral são menores do que os da quina. Esse resultado ilustra a eficácia de se utilizar um ponto de injeção onde exista maior densidade de eletrodos na região. A área efetiva ao redor do ponto no centro é maior do que as áreas efetivas ao redor dos outros dois pontos de injeção e isso explica o menor pico de GPR, tanto para as primeiras descargas quanto para as subsequentes. Como os picos de GPR são menores para pontos de injeção onde a área efetiva vista é maior, a impedância impulsiva vista desses pontos também é menor, conforme discutido anteriormente. É interessante notar que, ao longo

da cauda do GPR, independentemente da resistividade do solo e do sinal de corrente injetado, as curvas referentes aos três pontos de injeção são coincidentes. Isso ocorre porque à cauda da onda estão associados os componentes de baixa frequência e, portanto, o comportamento do aterramento ao longo dela é determinado pela resistência de baixa frequência (R_{LF}) que é a mesma, para uma dada resistividade, independentemente do ponto de injeção de corrente. Adicionalmente, esses resultados mostram que, para baixas frequências, a aproximação de potencial uniforme ao longo da malha é válida.

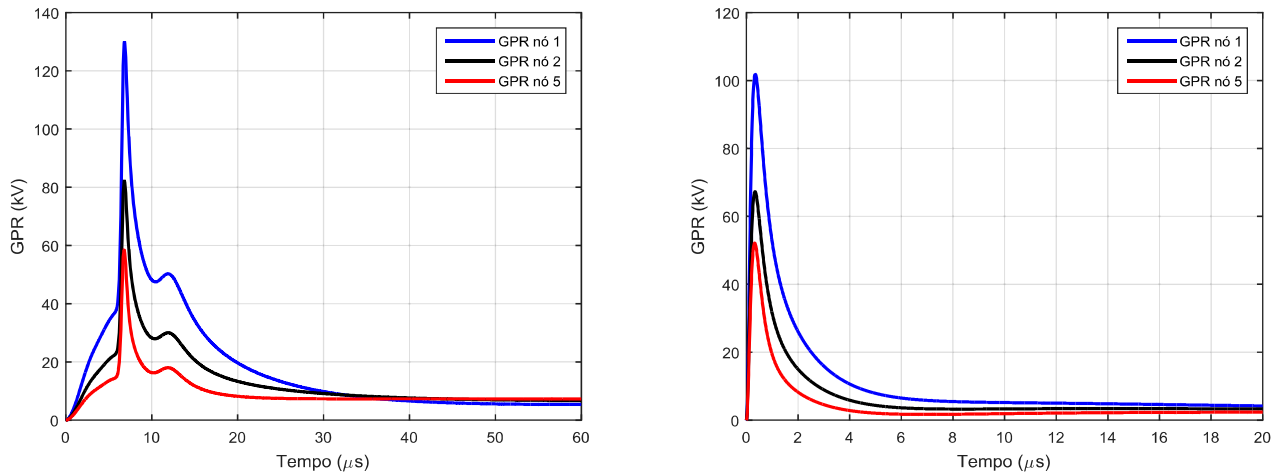


Figura 4.12 - GPR para $\rho_0 = 100 \Omega m$, à esquerda primeiras descargas e à direita descargas subsequentes.

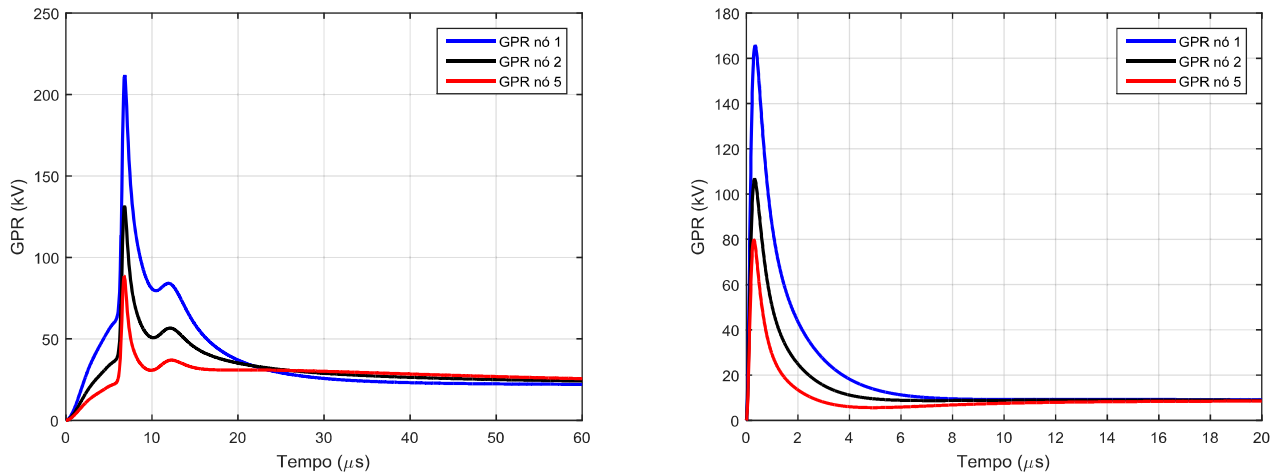


Figura 4.13 - GPR para $\rho_0 = 300 \Omega m$, à esquerda primeiras descargas e à direita descargas subsequentes.

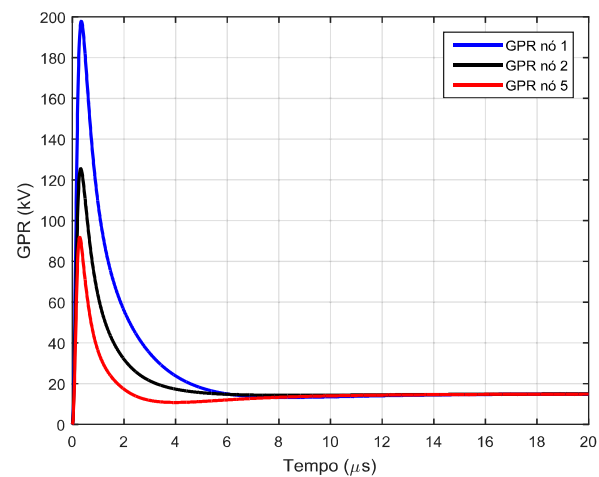
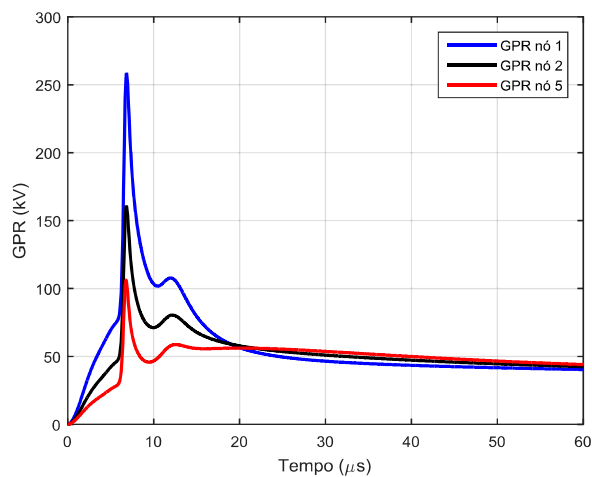


Figura 4.14 - GPR para $\rho_0 = 500 \Omega m$, à esquerda primeiras descargas e à direita descargas subsequentes.

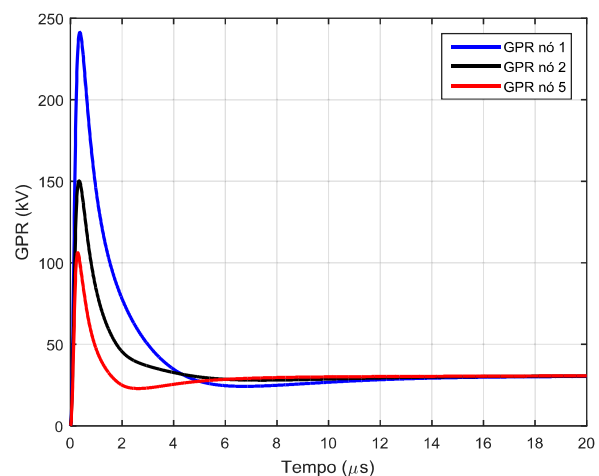
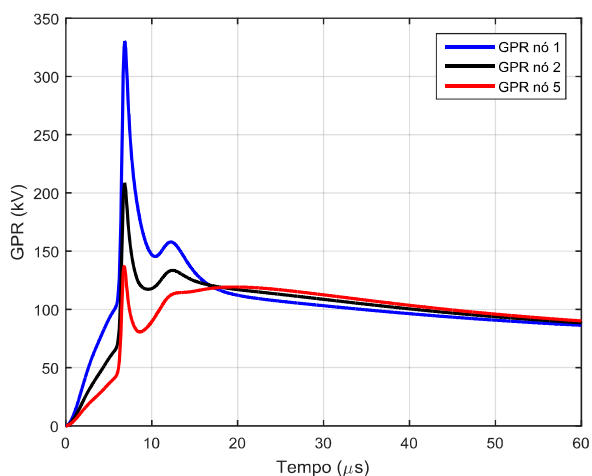


Figura 4.15 - GPR para $\rho_0 = 1000 \Omega m$, à esquerda primeiras descargas e à direita descargas subsequentes.

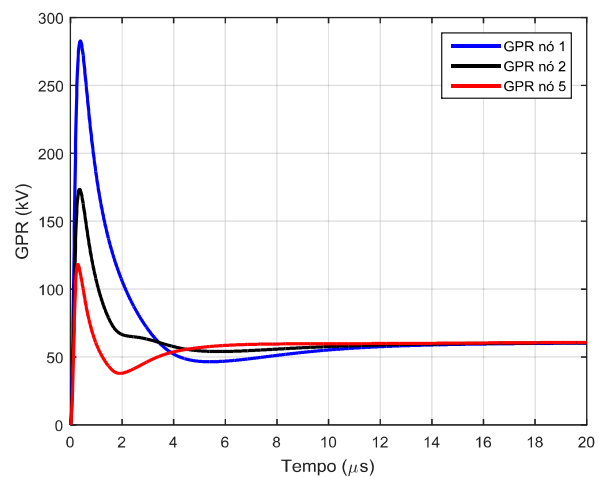
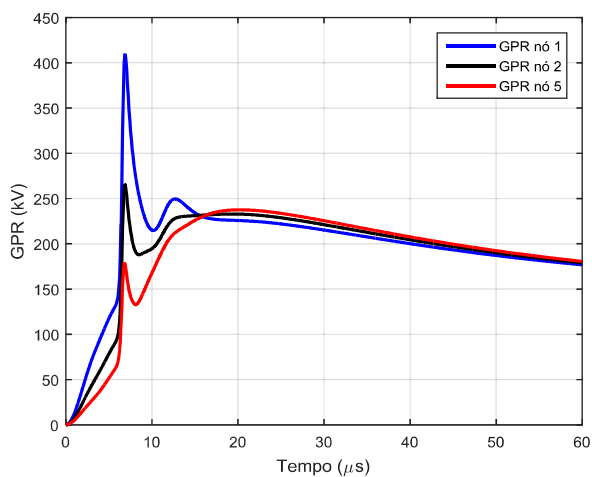


Figura 4.16 - GPR para $\rho_0 = 2000 \Omega m$, à esquerda primeiras descargas e à direita descargas subsequentes.

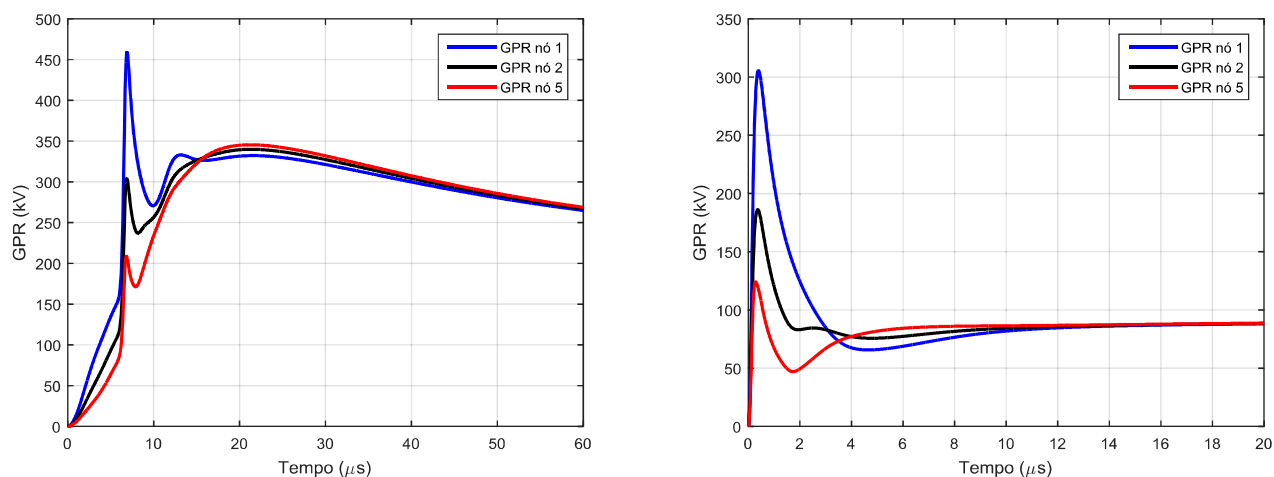


Figura 4.17 - GPR para $\rho_0 = 3000 \Omega m$, à esquerda primeiras descargas e à direita descargas subsequentes.

4.5. Múltiplos Pontos de Injeção

Com o intuito de avaliar como a alteração na quantidade de pontos de injeção influencia no comportamento impulsivo da malha de aterramento, levantaram-se os valores de impedância impulsiva para dois casos distintos, descritos no parágrafo a seguir. Essa descrição tem como referência a Figura 4.1, que ilustra a malha em questão e a numeração dos nós, e a Tabela 4.2, que apresenta a sequência de nós de injeção dos dois casos.

Para os dois casos, a análise começa com apenas um ponto de injeção. Utilizando o modelo multiportas, injeta-se as correntes no primeiro ponto (primeira descarga ou subsequente) e calcula-se a impedância impulsiva. Em seguida, acrescenta-se outro ponto de injeção totalizando 2 pontos. Assim segue até que os 9 pontos indicados na Figura 4.1 sejam utilizados simultaneamente. A diferença entre os casos 1 e 2 é a sequência na qual são adicionados os pontos de injeção. A Tabela 4.2 mostra qual é a sequência considerada para cada caso. Após a obtenção dos valores de Z_p para os dois casos, para primeiras descargas e subsequentes, são apresentados gráficos de impedância impulsiva normalizada *versus* o número de pontos de injeção. A impedância impulsiva normalizada é calculada pela razão entre a impedância impulsiva para dado número de pontos de injeção e o maior valor de Z_p obtido, que corresponde a um único ponto de injeção de corrente na quina. A impedância normalizada permite uma análise mais imediata do impacto do incremento do número de pontos de injeção, uma vez que ilustra diretamente o valor Z_p para a nova situação em relação ao pior caso. Supondo que a impedância impulsiva obtida para 5 terminais de injeção de corrente para o caso 1 seja Z_p^5 e o maior valor de impedância impulsiva seja Z_p^1 , para 1 ponto de injeção na quina, então o valor normalizado será a razão $(Z_p^5/Z_p^1) \times 100\%$.

Tabela 4.2 - Sequência de pontos de injeção.

Número de Terminais	Caso 1	Caso 2
1	Nó 1	Nó 5
2	Nós 1 e 9	Nós 5 e 1
3	Nós 1, 9 e 3	Nós 5, 1 e 9
4	Nós 1, 9, 3 e 7	Nós 5, 1, 9, 3
5	Nós 1, 9, 3, 7 e 2	Nós 5, 1, 9, 3 e 7
6	Nós 1, 9, 3, 7, 2 e 8	Nós 5, 1, 9, 3, 7 e 2
7	Nós 1, 9, 3, 7, 2, 8 e 4	Nós 5, 1, 9, 3, 7, 2, e 8
8	Nós 1, 9, 3, 7, 2, 8, 4 e 6	Nós 5, 1, 9, 3, 7, 2, 8 e 4
9	Nós 1, 9, 3, 7, 2, 8, 4, 6 e 5	Nós 5, 1, 9, 3, 7, 2, 8, 4 e 6

Como discutido no Capítulo 3, o valor de impedância impulsiva varia conforme a área coberta da malha para dispersão da corrente de falta, para uma dada descarga e resistividade. Assim, a sequência dos pontos de injeção foi escolhida com o objetivo de aproveitar ao máximo a área efetiva no entorno de cada ponto de injeção e, por consequência, aproveitar ao máximo a área total disponível da malha de aterramento. Para isso a ordem foi selecionada de maneira a acrescentar, a cada passo, o nó mais distante em relação ao nó anterior até que todos os nós fossem utilizados. No caso 1 por exemplo, utilizou-se o nó 1 como primeiro passo e, no passo seguinte, injetou-se corrente simultaneamente nos nós 1 e 9, sendo que o nó 9 é o mais distante de 1. Dessa maneira, dependendo da resistividade avaliada, a área efetiva coberta a partir do nó 1 não seria influenciada pela área efetiva coberta a partir do nó 9. Espera-se que, a partir de um certo número de pontos de injeção, para um certo valor de resistividade e pulso de corrente, o aumento do número de pontos de injeção não acarrete a redução do valor de impedância impulsiva. Isso ocorre porque a malha, tendo em conta a adequada distribuição dos pontos de injeção, está sendo totalmente aproveitada para a dispersão da corrente de descarga. Nesse limiar, tem-se uma “saturação” da técnica de melhoria do desempenho impulsivo da malha e o incremento do número de pontos de injeção não implica mais em redução da impedância impulsiva de aterramento.

O caso 2 começa com injeção de corrente no nó 5, nó central da malha. Em relação ao caso 1, espera-se que o efeito de saturação aconteça mais rápido, ou seja, com menos pontos de injeção para uma mesma resistividade. Como o nó 5 se encontra no centro da malha, existem mais eletrodos por onde a corrente pode se dispersar em relação aos nós das quinas e laterais. Em outras palavras, a área coberta pelo ponto de injeção no nó 5 é maior. Espera-se que para resistividades altas, dependendo do pulso de corrente, apenas o nó central já seja suficiente para cobrir toda a área da malha.

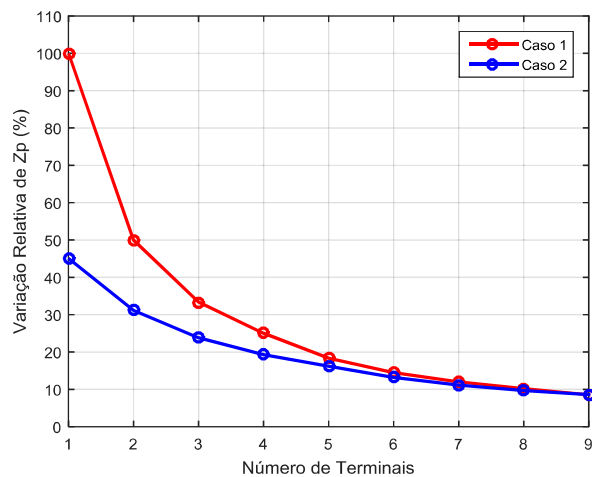
As Figuras de 4.12 à 4.17 ilustraram a importância da posição do ponto de injeção no comportamento de malhas frente a correntes de descargas atmosféricas. A variação no valor de Z_p para diferentes pontos de injeção é devido à diferença no aproveitamento da área da malha para dispersão da corrente de descarga. Desses resultados, pode-se inferir que aumentar o número de pontos de injeção pode ser, portanto, uma técnica eficaz para a redução no valor de impedância impulsiva de malhas. As Figuras 4.18 à 4.23 ilustram o impacto de múltiplos terminais de aterramento no comportamento impulsivo de malhas de subestações. A Figura 4.18 ilustra a redução relativa de Z_p para os casos 1 (injeção começa pelas quinas, depois laterais e por último centro) e 2 (injeção começa pelo centro, depois quinas e por último laterais) para um solo de resistividade $100 \Omega m$. A Figura 4.19 ilustra o mesmo para um solo de $\rho_0 = 300 \Omega m$, a Figura 4.20 para $\rho_0 = 500 \Omega m$, Figura

4.21 para $\rho_0 = 1000 \Omega m$, Figura 4.22 $\rho_0 = 2000 \Omega m$ e, por último, Figura 4.23 para $\rho_0 = 3000 \Omega m$.

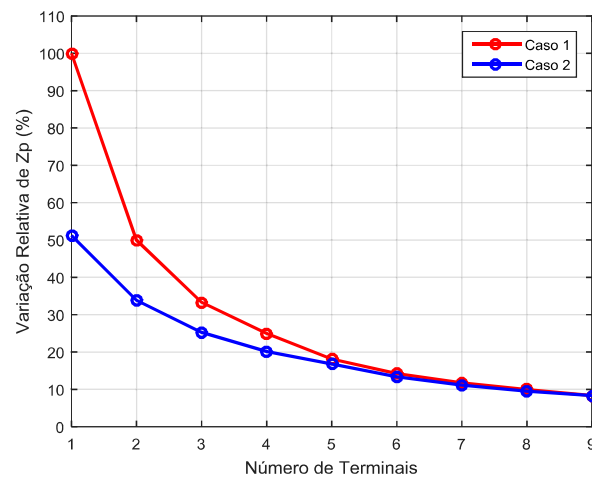
Na Figura 4.178 (a), que ilustra a variação relativa de Z_p em função do aumento da quantidade de pontos de injeção de corrente para primeiras descargas e solo de resistividade $100 \Omega m$, é possível perceber uma melhora no desempenho impulsivo da malha, traduzida na redução do valor de Z_p com o aumento do número de pontos de injeção. Para o caso 1, com dois pontos de injeção, o valor de Z_p é reduzido para aproximadamente 50% de seu valor mais alto, o que significa que a impedância impulsiva para 1 ponto de injeção na quina é aproximadamente o dobro da impedância vista dos terminais para 2 pontos de injeção localizados em quinas opostas. Para o caso 2, para 1 ponto de injeção no centro da malha, a Figura 4.18 (a) mostra que a impedância já representa menos que 50% do valor de Z_p para 1 ponto de injeção na quina. Para 2 pontos de injeção no caso 2, a impedância relativa para 2 pontos de injeção (um no centro e outro na quina) representa 30% do valor de Z_p para 1 ponto na quina. Com o aumento do número de pontos de injeção, observa-se que a redução continua mas que, a cada ponto que se acrescenta, essa redução é menor. Para o caso 1, acrescentar pontos de injeção de corrente além de 6 e, para o caso 2, acrescentar pontos além de 5, pouco impacta na melhoria do desempenho impulsivo da malha. Isso significa que basicamente toda a área da malha já está sendo utilizada para a dispersão da corrente de descarga, alcançando uma espécie de saturação. A Figura 4.18 (b) ilustra a resposta do mesmo cenário da Figura 4.18 (a) porém para um pulso de corrente representativo de descargas subsequentes. As conclusões são similares ao caso anterior; contudo, a saturação ocorre para um número maior de pontos de injeção de corrente em relação às primeiras descargas. Isso ocorre porque a área efetiva vista de cada ponto de injeção é menor para descargas subsequentes fazendo com que sejam necessários mais pontos de injeção para que toda área da malha seja efetivamente abrangida. O efeito da saturação é ilustrado na Figura 4.24.

O impacto do aumento no número de pontos de injeção é análogo para as demais resistividades. A principal diferença é que, quanto maior for o valor de resistividade do solo, menos pontos de injeção são necessários para que se alcance a saturação; isto é, para que o aumento do número de pontos de injeção não implique reduções adicionais significativas da impedância impulsiva de aterramento. Na Figura 4.20 (a) que ilustra a variação relativa de Z_p para primeiras descargas, considerando um solo de $\rho_0 = 500 \Omega m$, percebe-se que a saturação ocorre para 4 pontos de injeção para os 2 casos enquanto na Figura 4.23 (a), que ilustra o mesmo para um solo de $\rho_0 = 3000 \Omega m$, a saturação acontece para 2 pontos de injeção no caso 1 e 1 ponto de injeção no caso 2. Isso ocorre pois quanto maior a resistividade do solo, maior é a área efetiva.

Considerando os resultados dessa seção e os da seção 4.4 deve-se buscar, sempre que possível, utilizar o centro da malha como ponto de injeção de corrente. Como essa não é uma alternativa sempre viável do ponto de vista prático, recomenda-se a distribuição de múltiplos pontos de injeção que, de acordo com os resultados, é uma técnica bastante eficiente para melhoria do desempenho transitório de grandes malhas de aterramento. No entanto, para que a técnica seja eficiente, é de fundamental importância observar a área efetiva no entorno de cada terminação de terra. Isso significa que é importante não posicionar pontos de injeção muito próximos, pois pode existir uma superposição das áreas efetivas vistas de cada ponto e, dessa forma, a técnica deixa de ser eficiente.

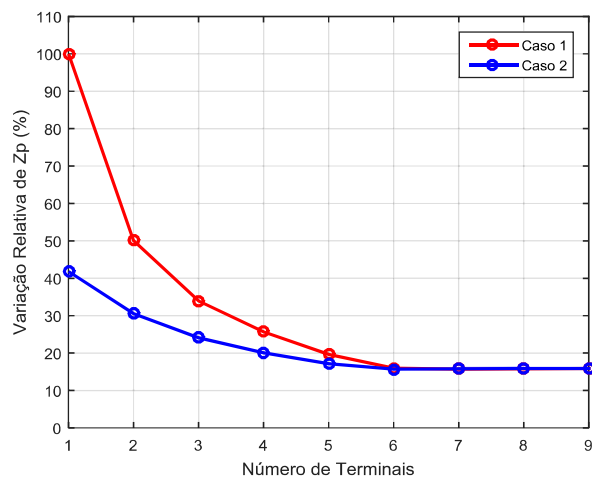


(a)

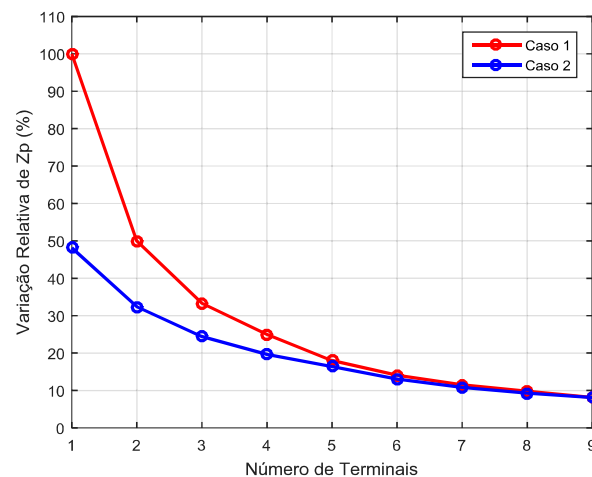


(b)

Figura 4.18 - Redução relativa de Z_p para os casos 1 e 2, (a) primeiras descargas, (b) descargas subsequentes, para $\rho_0 = 100 \Omega m$.

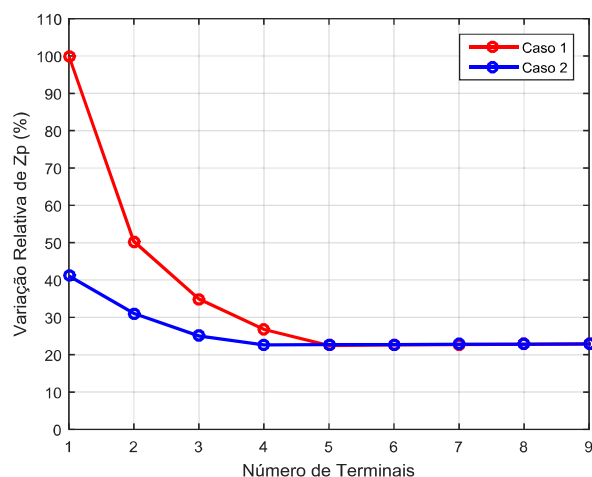


(a)

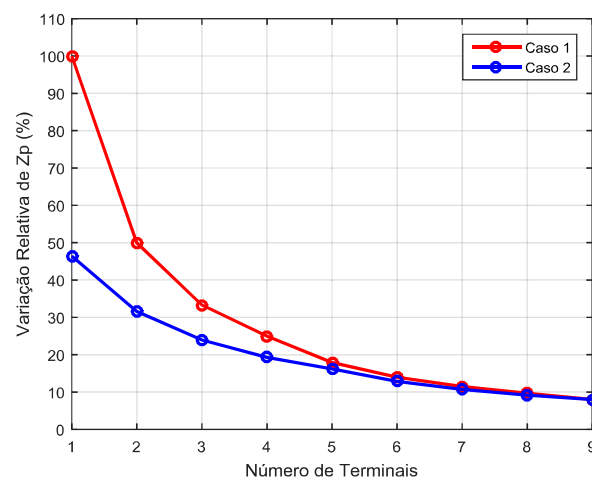


(b)

Figura 4.19 - Redução relativa de Z_p para os casos 1 e 2, (a) primeiras descargas, (b) descargas subsequentes, para $\rho_0 = 300 \Omega m$.

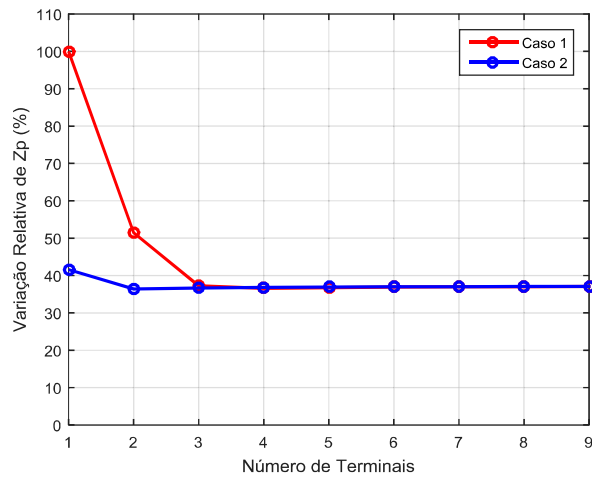


(a)

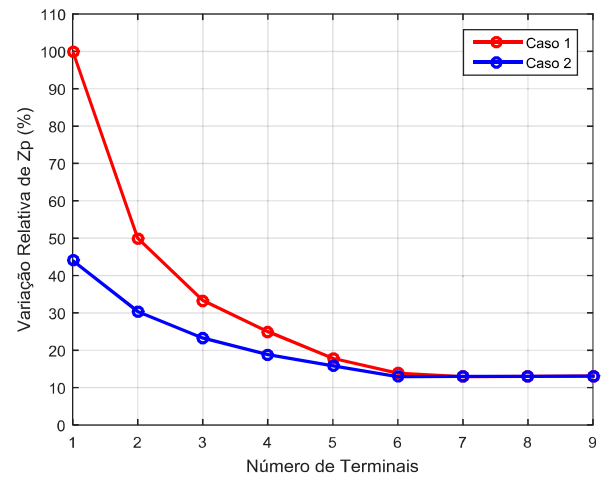


(b)

Figura 4.20 - Redução relativa de Z_p para os casos 1 e 2, (a) primeiras descargas, (b) descargas subsequentes, para $\rho_0 = 500 \Omega m$.

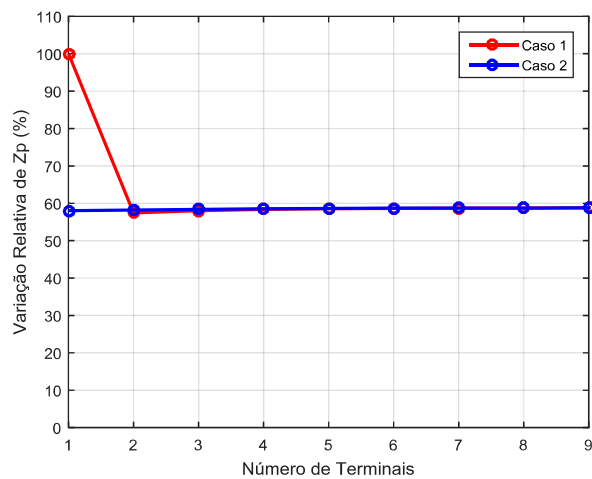


(a)

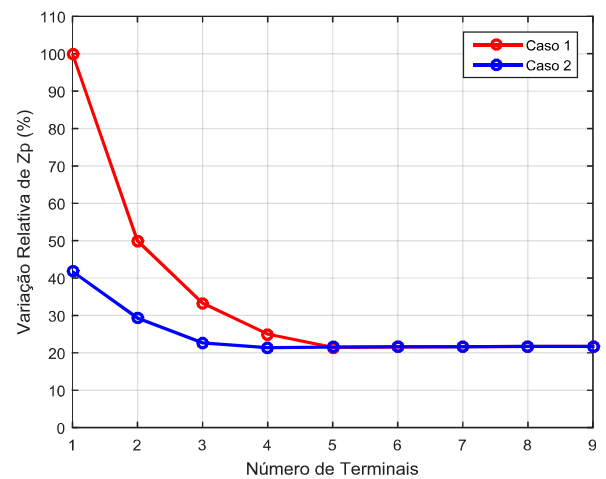


(b)

Figura 4.21 - Redução relativa de Z_p para os casos 1 e 2, (a) primeiras descargas, (b) descargas subsequentes, para $\rho_0 = 1000 \Omega m$.

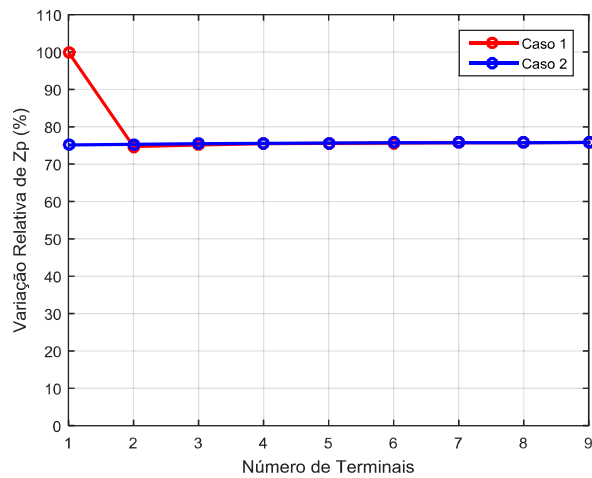


(a)

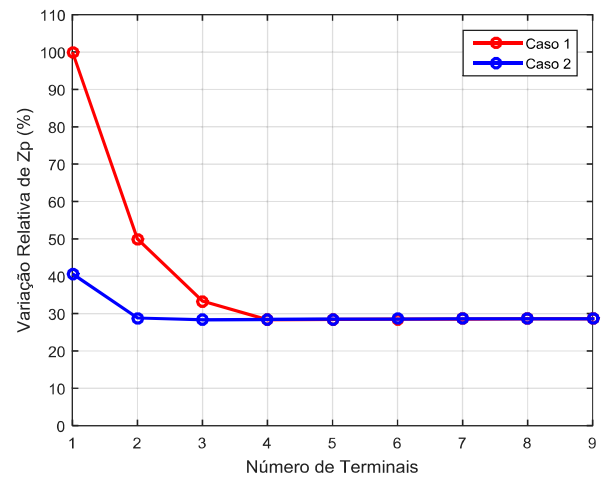


(b)

Figura 4.22 - Redução relativa de Z_p para os casos 1 e 2, (a) primeiras descargas, (b) descargas subsequentes, para $\rho_0 = 2000 \Omega m$.



(a)



(b)

Figura 4.23 - Redução relativa de Z_p para os casos 1 e 2, (a) primeiras descargas, (b) descargas subsequentes, para $\rho_0 = 3000 \Omega m$.

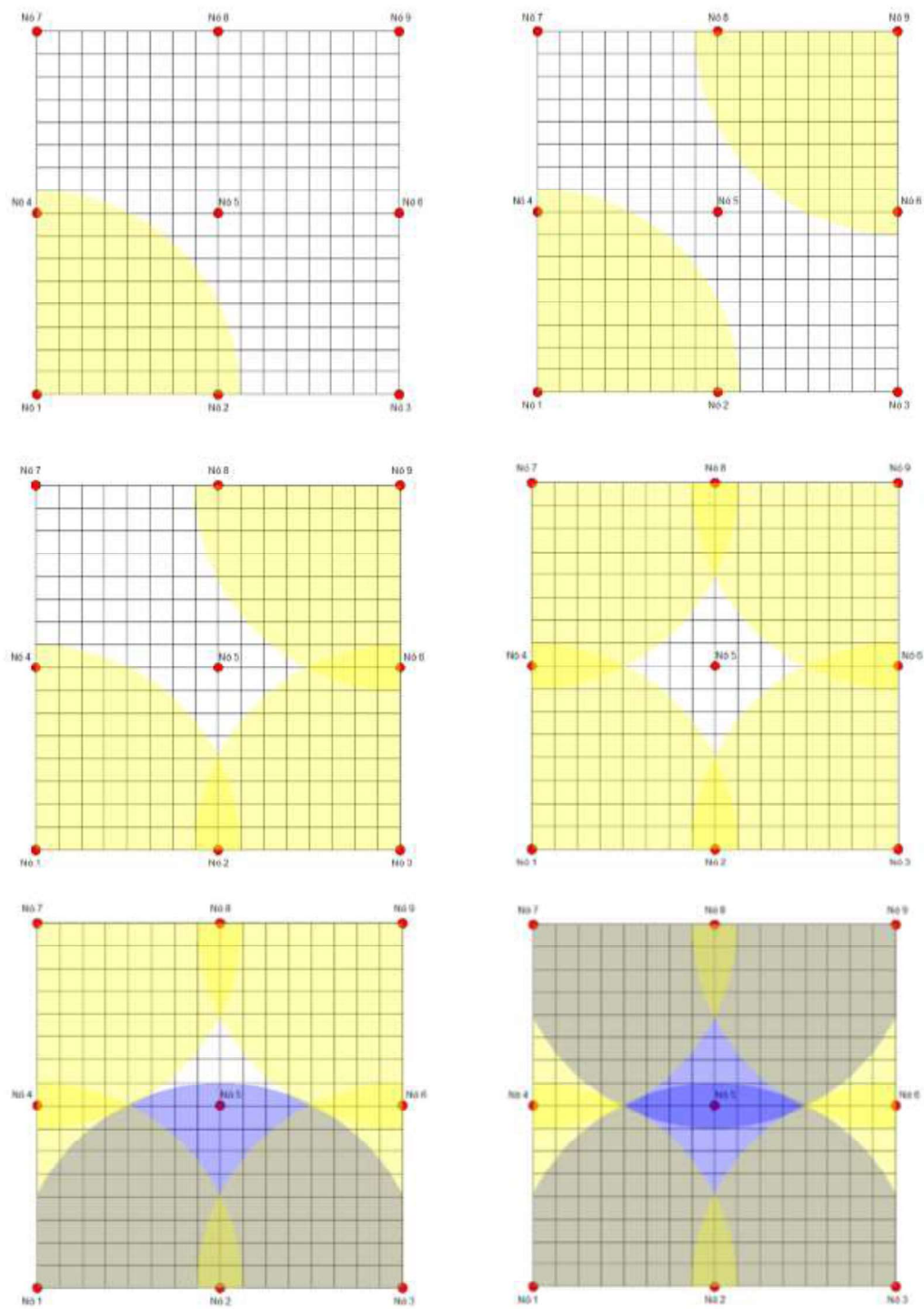


Figura 4.24 – Efeito da saturação da malha para o caso 1, primeiras descargas e resistividade $\rho_0 = 500 \Omega m$

4.6. Conclusões

Apresentaram-se neste capítulo resultados do comportamento transitório de uma malha de aterramento típica de subestação, considerando diferentes pontos de injeção de corrente, incluindo injeção simultânea em múltiplas terminações de aterramento. Destacam-se a seguir as principais conclusões obtidas em cada uma das seções do presente capítulo.

Na seção 4.3, são apresentados os resultados de impedância harmônica de aterramento vista de diferentes pontos de injeção, para as resistividades de solo $100 \Omega\text{m}$, $300 \Omega\text{m}$, $500 \Omega\text{m}$, $1000 \Omega\text{m}$, $2000 \Omega\text{m}$ e $3000 \Omega\text{m}$. Os resultados mostram o módulo e a fase da impedância vista dos nós do centro, da lateral e da quina da malha. Os gráficos ilustram que, para os 3 nós em questão, o módulo da impedância para baixas frequências é o mesmo, que corresponde fisicamente à resistência de aterramento; ou seja, R_{LF} , independentemente do ponto de injeção. A partir de certa frequência, os módulos se tornam diferentes, considerando cada ponto de injeção; acima dessa frequência, o valor do módulo da impedância vista do ponto de injeção central permanece menor do que o módulo para o ponto lateral que, por sua vez, permanece menor do que o módulo para injeção na quina. Outro resultado importante é que, para alguns valores de resistividade, tipicamente mais elevados, a malha apresenta característica capacitiva, e essa característica é mais pronunciada quando se considera a impedância vista do nó central seguido do nó lateral e do nó na quina. À medida que a frequência cresce, os efeitos indutivos se tornam relevantes, levando a um aumento do módulo da impedância. Para frequências ainda mais elevadas, o aumento do módulo da impedância harmônica é devido não apenas ao efeito indutivo, mas sobretudo à redução da área para dispersão no entorno do ponto de injeção em decorrência do acentuado efeito de atenuação da corrente.

A seção 4.4 apresenta os resultados de elevação de potencial (GPR) e os valores de impedância impulsiva relativos (Z_p^r) vistos dos nós 1, 2 e 5 que correspondem à quina, lateral e centro da malha respectivamente. Para obter esses resultados, utilizou-se um modelo multiportas da malha que foi simulada diretamente no domínio do tempo utilizando o ATP. Os resultados mostram que o GPR é menor para o nó central em relação ao GPR desenvolvido no nó lateral que, por sua vez, é menor do que o desenvolvido no nó na quina, nos primeiros microssegundos do transitório, tanto para primeiras descargas quanto para subsequentes. Da Figura 4.12, conclui-se que, para as resistividades avaliadas, e tanto para primeiras descargas quanto para subsequentes, há uma redução relativa do valor de Z_p vistos dos pontos de injeção quando se muda a posição da quina para lateral e da lateral para o nó central da malha. Esse resultado mostra que Z_p está relacionado com a área efetiva vista pela corrente no entorno do ponto de injeção. Voltando para os resultados de GPR, após o período transitório, os valores de elevação de potencial são praticamente os mesmos para os três nós. Esse resultado está de acordo com os resultados de impedância harmônica, uma vez que, após o período inicial do transitório, em que dominam os conteúdos de alta frequência, os módulos de impedância vistos dos três nós são os mesmos.

A seção 4.5 mostra o comportamento da malha quando se divide a corrente de descarga em múltiplos pontos de injeção. Os nós considerados na análise podem ser contemplados na Figura 4.1 e os dois casos considerados, com suas respectivas sequências de injeção, estão na Tabela 4.2. Os resultados mostram a redução relativa da impedância impulsiva (Z_p) vista, à medida que se acrescentam pontos de injeção na malha de aterramento. Essa redução é calculada em relação ao valor de Z_p visto do ponto de injeção na quina da malha (como visto na seção 4.4, o valor da impedância impulsiva é

maior para esse ponto). Tal redução só não ocorreu para solos de resistividade mais alta (2000 Ωm , 3000 Ωm), para primeiras descargas e para o caso 2. A área efetiva vista do ponto de injeção pela corrente, considerando primeiras descargas e solos de elevada resistividade, pode ser bem extensa. Como para o caso 2 o primeiro ponto de injeção considerado é o central, praticamente toda a área da malha é vista pela corrente de descarga, considerando os dois casos de resistividade muito elevada. Para os outros casos, os resultados mostram que o valor de Z_p reduz até que, a partir de um certo número de pontos de injeção, essa redução é mínima. Nesse ponto ocorre a saturação; em outras palavras, a corrente de descarga enxerga toda a área da malha e, adicionar mais pontos, não impacta na redução relativa de Z_p . Dessa maneira, ao projetar uma malha de aterramento, o projetista deve considerar o nó central como preferencial. Caso não seja possível, deve-se utilizar múltiplos pontos de injeção, observando a área efetiva no entorno de cada um deles.

5. Conclusões e Propostas de Continuidade

Esta dissertação analisou como múltiplos pontos de injeção de corrente podem influenciar no desempenho de malhas de aterramento de subestações de energia, quando solicitadas por correntes de descargas atmosféricas. O objetivo principal desse estudo foi de contribuir para o tema, que ainda é pouco explorado, com uma técnica capaz de melhorar o desempenho da malha quando submetida a fenômenos impulsivos. As principais contribuições desse trabalho são:

- Obtenção de um modelo multiportas de banda larga para uma malha de aterramento típica de subestação, que pode ser facilmente incorporado em plataformas de cálculo de transitórios no domínio do tempo, como o ATP.
- Apresentação de um conjunto extenso de resultados do comportamento impulsivo de uma malha típica de subestação, considerando diferentes valores de resistividade do solo e a aplicação de ondas de corrente representativas de descargas atmosféricas descendentes negativas.
- Análise sistemática e extensa da influência do ponto de injeção no desempenho impulsivo de grandes malhas de aterramento.
- Apresentação de resultados considerando múltiplos pontos de injeção de corrente em malhas de aterramento e análise do impacto desses múltiplos pontos no desempenho impulsivo da malha.

Em síntese, os resultados mostram que o desempenho impulsivo da malha é sensivelmente influenciado pelo ponto de injeção de corrente. Quanto maior a área efetiva no entorno do ponto de injeção, melhor é o desempenho impulsivo da malha (menor impedância impulsiva vista a partir do ponto de injeção de corrente). No entanto, em decorrência da usual grande extensão de malhas de aterramento de subestação, raramente toda a sua área é abrangida, considerando-se um único ponto de injeção de corrente e fenômenos impulsivos. Nesse sentido, os resultados obtidos nesta dissertação indicam que a distribuição da corrente de descarga por meio de múltiplas terminações de terra pode ser bastante efetiva na melhoria do desempenho impulsivo da malha. Em particular, a distribuição das terminações de terra deve observar a área efetiva no entorno de cada uma. Considerando os desenvolvimentos deste trabalho, tem-se o seguinte conjunto de propostas de continuidade:

- Avaliação, em conjunto com a utilização de múltiplas terminações de terra, do impacto do aumento da densidade de eletrodos no entorno do ponto de injeção de corrente, empregando-se hastes ou reduzindo as dimensões dos *meshes*.
- Utilização do modelo multiportas de banda larga desenvolvido para a malha de aterramento para simulação do comportamento transitório de um sistema elétrico completo, incluindo, por exemplo, equipamentos da subestação, dispositivos para-raios e chegadas de linha.

- Avaliação experimental da técnica de utilização de múltiplos pontos de injeção para melhoria do comportamento impulsivo de malhas de aterramento.

Referências

- [1] B.R. Gupta; B. Thapar; "Impulse impedance of grounding system", Proc. IEEE Power Eng. Soc. Summer Meeting, pp. 563-569, 1978.
- [2] B.R. Gupta; B. Thapar; "Impulse impedance of grounding grids," IEEE Trans. Power App. Syst., vol. PAS-99, no. 6, pp. 2357-2362, Nov. 1980.
- [3] S. Visacro; "A Comprehensive Approach to the Grounding Response to Lightning Currents", IEEE Trans. Power Delivery, vol. 22, no. 1, Jan 2017.
- [4] S. Visacro; R. Alípio; C. Pereira; M. Guimarães; M.A.O. Schroeder; "Lightning Response of Grounding Grids: Simulated and Experimental Results", IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility, Vol.57(1), pp.121-127, Feb. 2015.
- [5] ABNT NBR 15751; "Sistemas de aterramento de subestações – Requisitos", 2009
- [6] R. Alípio; S. Visacro; "Impulse efficiency of grounding electrodes: effect of frequency dependent soil parameters," IEEE Trans. Power Delivery, vol. 29, no. 2, pp. 716-723, Apr. 2014.
- [7] R.J. Heppe; "Computation of potential at surface above an energized grid or other electrode, allowing for non-uniform current distribution," IEEE Trans. Power App. Syst., vol. 98, pg 1978-1989, Nov., 1979.
- [8] IEEE Guide for Safety in AC Substation Grounding, IEEE Std. 80-2000, 2000.
- [9] M. Guimarães; "Investigação da Resposta de Malhas de Aterramentos Frente a Correntes de Descargas Atmosféricas", Dissertação de Mestrado, Programa de pós-graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Minas Gerais (PPGEE/UFGM), Julho 2017.
- [10] L. Grcev; "Lightning Surge Efficiency of Grounding Grids", IEEE Transactions on Power Delivery, Vol.26(3), pp.1692-1699, July 2011.
- [11] S. Yang; W. Zhou; "Investigation on Impulse Characteristic of Full-Scale Grounding Grid in Substation", IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility, Vol. 60, No. 6, Dec 2018.
- [12] R. Alípio; M.A.O. Schroeder; M.M. Afonso; "Voltage Distribution Along Earth Grounding Grids Subjected to Lightning Currents", IEEE Transactions on Industry Applications, Vol.51(6), pp.4912-4916, Nov.-Dec. 2015.
- [13] R. Zeng; X. Gong; J. He; B. Zhang; Y. Gao; "Lightning Impulse Performances of Grounding Grids for Substations Considering Soil Ionization", IEEE Transactions on Power Delivery, Vol.23(2), pp.667-675, April 2008.
- [14] S. Visacro; M. Guimarães; L. Araújo; "Experimental Impulse Response of Grounding Grids", Electric Power Systems Research, Vol. 94, p. 92-99, 2013.
- [15] R.M.S. de Oliveira; J.F.M. Modesto; M.R. Maia; D.M. Fujiyoshi; A. Raizer; "Impulse Coefficient for Square Grounding Grids in Low Resistivity Soils: Influence of Injection Electrode", Journal of Electrostatics, Vol.72(5), pp.372-380, October 2014.
- [16] S. Visacro; "What Engineers in Industry Should Know About the Response of Grounding Electrodes Subject to Lightning Currents", IEEE Transactions On Industry Applications, Vol.51 (6), pp.4943-4951, Nov-Dec 2015.
- [17] H. Chen; Y. Du; "Lightning Grounding Grid Model Considering Both the Frequency-Dependent Behavior and Ionization Phenomenon", IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility, 11 January 2018.
- [18] S. Wenrong; F. Chenzhao; S. Lei; Z. Dakang; X. Zhibing; "Study on Impulse Characteristics of 35kV Substation Grounding Grids", TENCON 2015 - 2015 IEEE Region 10 Conference, pp.1-4, Nov. 2015.
- [19] M.A.F. Mattos; "Grounding Grids Transient Simulation", IEEE Transactions on Power Delivery, Vol.20 (2), pp. 1370-1379, 2005.
- [20] L. Grcev; M. Heimbach; "Frequency Dependent and Transient Characteristics of Substation Grounding Systems", IEEE Transaction on Power Delivery, Vol. 12, No. 1, January 1997.
- [21] R.L.S. Nogueira; "Análise de Sistema de Aterramento sob Solicitações Impulsivas: Otimização e Critérios de Segurança em Aterramentos de Estruturas de Linhas de Transmissão.", Tese de Mestre em Ciências, (COPPE/UFRJ), Rio de Janeiro, Março 2006.
- [22] C.M.J.C.M. Portela; "Cálculo de Parâmetros e Comportamento de Malhas de Terra". Curso Aterramento em Sistemas de Potência, ABNT Comitê Brasileiro de Eletricidade (COBEI), Rio de Janeiro, 1985.
- [23] M.G. Rodrigues; "Metodologia Aproximada para Simulação do Comportamento Transitório de Malhas de Terra e Avaliação da Distribuição de Descargas Atmosféricas." Tese de Doutor em Ciências, (COPPE/UFRJ), Rio de Janeiro, 2004.

- [24] S. Visacro; R. Alípio; “Frequency Dependence of Soil Parameters: Experimental Results, Predicting Formula and Influence on the Lightning Response of Grounding Electrodes”, *IEEE Transactions On Power Delivery*, Vol. 27, No. 2, pp. 927-935, April 2012.
- [25] R. Alípio; S. Visacro; “Modeling the Frequency Dependence of Electrical Parameters of Soil”, *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, Vol. 56, No.5, pp. 1163-1171, October 2014.
- [26] R. Alípio; M.A.O. Schroeder; M.M. Afonso; T.A.S. Oliveira; S.C. Assis; “Resposta impulsiva de eletrodos de aterramento”, *Revista da Sociedade Brasileira de Automática – Seção: Sistemas de Potência*, vol. 23, no. 4, pp. 476–488, Julho e Agosto, 2012.
- [27] L. Grcev; “Impulse Efficiency of Ground Electrodes”, *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 24, nº 1, pp. 441-451, 2009.
- [28] F.M.S. Borges; “Metodologia para determinação da impedância impulsiva para arranjos típicos de aterramentos elétricos”, Dissertação de Mestrado, Programa de pós-graduação em Engenharia Elétrica da Universidade de São João Del-Rei e Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais (UFSJ/CEFET-MG).
- [29] B. Zhang; L. Duan; J. He; S. Wang; Z. Li; “Study on Methods to Improve Transient Performance of Grounding Grid”, 33rd International Conference on Lightning Protection, September 2016.
- [30] R. Alípio and R.C. Segantini, "Electromagnetic disturbances propagation along a grounding grid subjected to lightning currents," *Przeglad Elektrotechniczny*, No/VOL: 02/2018, pp. 5-8, 2018.
- [31] R. Alípio and R.C. Segantini, “Electromagnetic disturbances propagation along a grounding grid subjected to lightning currents,” in *Proc. of XXIV International Conference on Electromagnetic Disturbances*, 2017.
- [32] R.L. Smith-Rose; “The electrical properties of soils for alternating currents at radiofrequencies,” *Proc. Royal Society*, vol. 140, no. 841 A, pp. 359–377, 1933.
- [33] J.H. Scott; “Electrical and magnetic properties of rock and soil”, *U.S. Geol. Surv., Dep. of the Interior*, Washington, D.C., 1966.
- [34] C.M. Portela; “Measurement and modeling of soil electromagnetic behavior,” in *Proc. IEEE Int. Sym. Electromagnetic Compatibility*, Seattle, WA, pp. 1004–1009, 1999.
- [35] R. Alípio; S. Visacro; “Frequency dependence of soil parameters: effect on the lightning response of grounding electrodes,” *IEEE Trans. Electromagnetic Compatibility*, vol. 55, no. 1, pp. 132–139, Feb. 2013.
- [36] R.S. Alípio; “Dependência da frequência dos parâmetros do solo: efeito no comportamento impulsivo de aterramentos elétricos”, Tese de Doutorado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Minas Gerais (PPGEE/UFGM), julho de 2013.
- [37] S. Visacro; C. Portela; “Modeling of earthing systems for lightning protection applications, including propagation effects,” *International Conference Lightning Protection (ICLP)*, pp. 129-132, 1992.
- [38] S. Visacro; “Modelagem de aterramentos elétricos”, *Coordenação dos Programas de Pós-Graduação da Universidade Federal do Rio de Janeiro (COPPER/UFRJ)*, 1992.
- [39] A. Soares; “Modelagem de linhas de transmissão para avaliação de desempenho frente a descargas atmosféricas”, *Centro de Pesquisa e Desenvolvimento em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Minas Gerais (CPDEE/UFGM)*, 2001.
- [40] M.A.O. Schroeder; “Modelo eletromagnético para descontaminação de ondas de corrente de descargas atmosféricas: aplicação às medições da estação do morro do cachimbo”, *Centro de Pesquisa e Desenvolvimento em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Minas Gerais (CPDEE/UFGM)*, 2001.
- [41] A. Soares; M.A.O. Schroeder; S. Visacro; “Transient voltages in transmission lines caused by direct lightning strikes,” *IEEE Transactions on power delivery*, pp. 1447-1452, Abril 2005.
- [42] S. Visacro; A. Soares; “A Model for Simulation of Lightning-Related Engineering Problems,” *IEEE Transactions on Power Delivery*, pp. 1206-1208, April 2005.
- [43] R. Alípio; “Modelagem Eletromagnética de Aterramentos Elétricos nos Domínios do tempo e da frequência.”, Belo Horizonte: Programa de Pós-Graduação em Modelagem Matemática e Computacional do Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais - CEFET MG (PPMMC/CEFET-MG), 2008.
- [44] R. Alípio; M.A.O. Schroeder; M.M. Afonso; T.A.S. Oliveira; “Modelagem de aterramentos elétricos para fenômenos de alta frequência e comparação com resultados experimentais,” *Revista da Sociedade Brasileira de Automática – Seção: Sistemas de Potência*, vol. 22, no. 1, pp. 89–102, Janeiro e Fevereiro, 2011.
- [45] S. Visacro; R. Alípio; M.H. Murta; C. Pereira; “The response of grounding electrodes to lightning currents: the effect of frequency-dependent soil resistivity and permittivity,” *IEEE Trans. Electromagnetic Compatibility*, vol. 53, no. 2, pp. 401–406, May 2011.

- [46] R. Alipio; D. Conceição; R.N. Dias; S. Visacro; K. Yamamoto; “The effect of frequency dependence of soil electrical parameters on the lightning performance of typical wind-turbine grounding systems,” in Proc. XIV International Symposium on Lightning Protection (SIPDA 2017), Natal, Brazil, pp. 353–358, 2017.
- [47] R. F. Harrington; “Field computation by moment methods”, New York, 1993.
- [48] T. Takashima; T. Nakae; R. Ishibashi; “Calculation of complex fields in conducting media”, IEEE Transactions on electrical insulation, vol. EI-15, n° 1, pp. 1-7, fevereiro 1980.
- [49] B. Gustavsen; A. Semlyen; “Rational approximation of frequency domain responses by vector fitting,” IEEE Trans. Power Delivery, vol. 14, pp. 1052–1061, July 1999.
- [50] B. Gustavsen; “Fast passivity enforcement for pole-residue models by perturbation of residue matrix eigenvalues,” IEEE Trans. Power Del., vol. 23, no. 4, pp. 2278–2285, Oct. 2008.
- [51] B. Gustavsen; Matrix Fitting Toolbox [Online]. Available: <https://www.sintef.no/projectweb/vectfit/>, 2009.
- [52] B. Gustavsen; “Computer code for rational approximation of frequency dependent admittance matrices,” IEEE Trans Power Delivery, vol. 17, no. 4, pp. 1093–1098, Oct.2002.
- [53] A. De Conti; S. Visacro; “Analytical representation of single- and double-peaked lightning current waveforms,” IEEE Trans. Electromagnetic Compatibility, vol. 49, no. 2, pp. 448–451, May 2007.
- [54] K. Berger; R.B. Anderson; H. Kroninger; “Parameters of lightning flashes,” Electra, no. 80, pp. 223–237, 1975.